

REPORT DOCUMENTATION PAGE

Form Approved OMB No. 0704-0188

Public reporting burden for this collection of information is estimated to average 1 hour per response, including the time for reviewing instructions, searching existing data sources, gathering and maintaining the data needed, and completing and reviewing the collection of information. Send comments regarding this burden estimate or any other aspect of this collection of information, including suggestions for reducing this burden to Washington Headquarters Services, Directorate for Information Operations and Reports, 1215 Jefferson Davis Highway, Suite 1204, Arlington, VA 22202-4302, and to the Office of Management and Budget, Paperwork Reduction Project (0704-0188), Washington, DC 20503.

1. AGENCY USE ONLY (Leave blank)		2. REPORT DATE 2000	3. REPORT TYPE AND DATES COVERED Dissertation	
4. TITLE AND SUBTITLE Designparameter-Variation von hochbeanspruchten doppelkonischen Graphitelektrodenverbindungen durch numerische Simulation Design Parameter Variation of Highly Stressed, Bi-Conal Graphite Electrode Connections through Numerical Simulation			5. FUNDING NUMBERS	
6. AUTHOR(S) Ali Mohammed				
7. PERFORMING ORGANIZATION NAME(S) AND ADDRESS(ES) Fakultaet fuer Elektrotechnik (Energie- und Informationstechnik) Universitaet der Bundeswehr Muenchen			8. PERFORMING ORGANIZATION Report Number REPORT NUMBER	
9. SPONSORING/MONITORING AGENCY NAME(S) AND ADDRESS(ES)			10. SPONSORING/MONITORING AGENCY REPORT NUMBER	
11. SUPPLEMENTARY NOTES Text in German. Title and abstract in German and English, 117 pages.				
12a. DISTRIBUTION/AVAILABILITY STATEMENT Distribution A: Public Release.			12b. DISTRIBUTION CODE	
ABSTRACT (Maximum 200 words) The dissertation delves into the mediation of change effects between geometrical and materially technical design parameters of graphite electrode connections and the optimization of their combinations. The graphite electrodes are first described in their utility as process components in steel fabrication. The development of a three-dimensional Finite Elements-thread model (FEM) for large-format electrode connections is then discussed. The fourth chapter yields experiments on large-format graphite electrode trains, while the fifth endeavors a theoretical look at the experiments in consideration of both numerical and experimental tests. The sixth and final chapter contains design parameter variations for the optimization of the load behavior under mechanical burdens.				
14. SUBJECT TERMS German, UNIBW, Finite elements, Graphite electrodes, Design parameter variations, Arc furnaces			15. NUMBER OF PAGES	
			16. PRICE CODE	
17. SECURITY CLASSIFICATION OF REPORT UNCLASSIFIED	18. SECURITY CLASSIFICATION OF THIS PAGE UNCLASSIFIED	19. SECURITY CLASSIFICATION OF ABSTRACT UNCLASSIFIED	20. LIMITATION OF ABSTRACT UNLIMITED	

NSN 7540-01-280-5500

Standard Form 298 (Rev. 2-89)
Prescribed by ANSI Std. Z39-18
298-102

20021119 051

**Designparameter-Variation von hochbeanspruchten
doppelkonischen Graphitelektrodenverbindungen
durch numerische Simulation**

Ali Mohammed

DISTRIBUTION STATEMENT A
Approved for Public Release
Distribution Unlimited

Universität der Bundeswehr München
Fakultät für Elektrotechnik
(Energie- und Informationstechnik)

**Designparameter-Variation von hochbeanspruchten
doppelkonischen Graphitelektrodenverbindungen
durch numerische Simulation**

Ali Mohammed

Vorsitzender des Promotionsausschusses: Prof. Dr.-Ing. K.H. Tröndle
1. Berichterstatter: Prof. Dr.-Ing. K.P. Michels
2. Berichterstatter: Prof. Dr. rer. nat. A. Sachs

Tag der Prüfung: 27. Juni 2000

Mit der Promotion erlangter akademischer Grad:
Doktor-Ingenieur
(Dr.-Ing.)

Neubiberg, den 19. Juli 2000

**Reproduced From
Best Available Copy**

**Copies Furnished to DTIC
Reproduced From
Bound Originals**

AQ F03-02-0226

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Grundgebiete der Elektrotechnik und Mechanik, Professur für Technische Mechanik und Konstruktionslehre, der Universität der Bundeswehr München.

Meinem verehrten Lehrer, Herrn Prof. Dr.-Ing. K.P. Michels gilt mein besonderer Dank. Er hat diese Arbeit angeregt und mit seiner intensiven Förderung maßgeblich zum Gelingen beigetragen.

Herrn Prof. Dr. rer. nat. A. Sachs danke ich vielmals für sein Interesse an der Arbeit und für die aufschlußreichen Diskussionen.

Herrn Prof. Dr.-Ing. K.H. Tröndle danke ich für die Übernahme des Vorsitzes der Prüfungskommission.

Mein Dank gilt Herrn Dr.-Ing., Dipl.-Wirtsch.-Ing. H. Hagel für die vielen aufschlußreichen und wertvollen Hinweise und Diskussionen.

Aufrichtiger Dank gebührt den Mitarbeitern der SGL Carbon GmbH, Meitingen, die mir durch ihren persönlichen Einsatz und die Klärung praxisbezogener Fragen geholfen haben. Besonders erwähnen möchte ich hierbei Herrn Dr. R. Janta, Dr. K. Wimmer, Dr. G. Burkhardt, Dr. W. Frohs. Weiterhin bedanke ich mich bei Herrn R. Öttl und Herrn G. Bühlmayr für die großzügige Unterstützung bei der Durchführung experimenteller Untersuchungen.

Gleichermaßen gilt mein Dank den Mitarbeitern, Studenten und wissenschaftlichen Hilfskräften des Lehrstuhls für ihre hilfreiche Unterstützung. Besonders erwähnt seien hier Herr Dipl.-Ing. T. Baumann, Herr R. Thieke, Frau S. Hanselmann und Frau M. Schulze sowie unsere Systemmanager Herr G. Haderer und Frau A. Kuchler.

Nicht zuletzt möchte ich meiner Frau und meinen beiden Söhnen, Amin und Yanis für die Geduld und das Verständnis besonders herzlich danken.

Der Druck der Arbeit wurde von der Universität der Bundeswehr München gefördert

INHALTSVERZEICHNIS	Seite
1. Einleitung.....	1
1.1 Problemstellung und Zielsetzung	1
1.2 Strategie zur Problemlösung.....	2
2. Graphitelektroden als Prozeßkomponente in der Stahlerzeugung	4
2.1 Überblick Lichtbogentechnik	6
2.2 Aufbau des Gleichstrom-Lichtbogenofens und dessen Baugruppen.....	7
2.3 Ursachen der Versagensmechanismen während des Betriebs	8
2.4 Verfahrensschritte zur Herstellung von Graphitverbindungselementen.....	12
3. Entwicklung eines dreidimensionalen FEM-Gewindemodells für großformatige Elektrodenverbindungen.....	16
3.1 Stand der Entwicklung der FE-Modellbildung	17
3.2 Modellaufbau unter technischen und wirtschaftlichen Überlegungen	18
3.3 Ganzheitliche modelltechnische Betrachtung des Einsatzzyklus eines Graphitelektrodenstranges	21
3.3.1 FE-Analysen am dreidimensionalen Verschraubstand-Sektormodell.....	22
3.3.2 FE-Analysen am dreidimensionalen Zylinder-Sektormodell.....	22
3.4 Optimierung der Modelldiskretisierung	23
3.5 Implementierung der Werkstoffkennwerte des Graphitmaterials in das FE-Modell	26
3.6 Ermittlung der statischen E-Moduli	27
3.7 Formulierung von Kontakt und Reibung mit Kontaktelementen	29
3.8 Lastaufbringung.....	30
4. Experimentelle Untersuchungen an großformatigen Graphitelektrodensträngen.....	32
4.1 Stand der experimentellen Untersuchungen	32
4.2 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung	33
4.2.1 Messung der Längsdehnung des Nippels.....	35
4.2.2 Messung der Nippellängskraft	36
4.2.3 Messung des Längskraftabfalls	37
4.2.4 Messung der Umfangsdehnung des Nippels.....	37

4.3	Parameteradaption von Meßergebnissen an das FE-Ersatzmodell.....	38
4.3.1	Längsdehnung des Nippels	40
4.3.2	Nippellängskraft.....	40
4.3.3	Umfangsdehnung des Nippels	42
4.3.4	Eingriffsverhältnisse	42
4.4	Schlußfolgerung	43
5.	Theoretische Betrachtung unter Berücksichtigung numeri-	
	scher und experimenteller Untersuchungen	44
5.1.1	Ausgangszustand der unverspannten Gewindeverbindung.....	45
5.1.2	Beanspruchung und Berechnung.....	46
5.1.2.1	Nachgiebigkeiten des Nippels	47
5.1.2.2	Nachgiebigkeit der Elektrodenstirnfläche.....	49
5.1.3	Die Gewindeverbindung während des Anziehvorganges	54
5.1.3.1	Das Gewindemoment.....	55
5.1.3.2	Das Moment an der Elektrodenstirnfläche	58
5.1.3.3	Die Gesamtbeanspruchung in der Verbindung	58
5.1.3.4	Torsionsbeanspruchung des Nippels	60
5.1.4	Belastung der Gewindeverbindung nach Abschluß des Anzieh-	
	vorganges unter Einwirkung des äußeren Anzugsmoments	62
5.1.5	Die Gewindeverbindung nach Abschluß des Anziehvorganges	63
5.1.6	Das Löseverhalten der Gewindeverbindung	65
5.1.7	Tragfähigkeit der Verbindung bei Betriebsbedingungen	65
6.	Designparametervariation zur Optimierung des Belastungs-	
	verhaltens unter mechanischer Last.....	67
6.1	Einfluß der Reibungsverhältnisse an den Kontaktflächen.....	67
6.1.1	Einfluß des mittleren Reibungskoeffizienten.....	67
6.1.2	Einfluß des Reibungskoeffizienten an den Elektrodenstirnflächen	72
6.1.3	Einfluß des Reibungskoeffizienten am Gewinde	74
6.1.4	Schlußfolgerung	75
6.2	Einfluß der Materialinhomogenität	76
6.3	Einfluß der Neigungswinkeldifferenz	79
6.4	Einfluß der Konkavität der Elektrodenstirnflächen.....	83
6.5	Einfluß des Anzugsmoments und der Konkavität	88
6.6	Einfluß des mittleren Reibungskoeffizienten und Nippelneigungs-	
	winkels.....	90
6.7	Einfluß des Neigungswinkelunterschieds und der Konkavität.....	91
6.8	Schlußfolgerung	93

7. Anwendung, Folgerung und Ausblick.....	95
7.1 Biegebeanspruchung im Gleichstromlichtbogenofen.....	96
7.2 Programmkette zur FE-Berechnung.....	97
7.3 Vergleich der FE-Resultate	99
7.4 Einfluß horizontaler Biegebelastung	100
8. Zusammenfassung.....	105
9. Literaturverzeichnis.....	107
10. Anhang	116
10.1 Lösung der Integrale.....	116
10.2 Festlegung der allgemeinen Verbindungsparameter	117
10.2.1 Geometrie des Nippels und der Elektrode	117

Verzeichnis der Abbildungen

Bild 1–1: Prinzipielles Vorgehen zur Designparameteroptimierung der großformatigen Elektroden-Nippel-Verbindungen	2
Bild 2–1: Prognose für den Stahlverbrauch von 1997-2005 nach [IIS-97]	5
Bild 2–2: Prinzipieller Aufbau von Lichtbogenöfen	6
Bild 2–3: Darstellung der Baugruppen eines Gleichstrom-Lichtbogenofens.....	7
Bild 2–4: Beispiele zur Bruch- und Rißbildung in einer Elektroden-Nippel-Verbindung (Quelle: [SGL-99])	9
Bild 2–5: Prinzip der Gewindeerzeugung des Nippels (Quelle: [SGL-99]).....	14
Bild 2–6: Schachtelbearbeitung (Quelle: [SGL-99]).....	15
Bild 3–1: Prinzip des Gesamtablaufes zur Finite-Elemente-Analyse.....	16
Bild 3–2: Teilausschnitt des erstellten Referenzmodells.....	19
Bild 3–3: Verwendete physikalische FE-Ersatzmodelle vor dem Verschrauben	21
Bild 3–4: Ausschnitt aus der dreidimensionalen FE-Diskretisierung im Gewindebereich	23
Bild 3–5: Optimierung der Netzverfeinerung.....	24
Bild 3–6: Probekörper zur Bestimmung der Spannungs-Dehnungs-Kurve vom Graphitmaterial.....	28
Bild 3–7: Gegenüberstellung der im Zugversuch und im FE-Modell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurve.....	29
Bild 3–8: Randbedingungen am 3D-Sektormodell zur Herstellung der statischen Bestimmtheit.....	31
Bild 4–1: Zur Aufbringung des Anzugsmoments verwendeter Verschraubstand (Quelle: [SGL-99]).....	34
Bild 4–2: Systematik des experimentellen Verifizierens des FE-Ersatzmodells.....	39
Bild 4–3: Gleichgewichtsbedingung in der Gewindeverbindung.....	41
Bild 4–4: Vergleich der mittels FEM berechneten und der experimentell gemessenen Längskraft des Nippels.....	41
Bild 4–5: Vergleich der mittels FEM berechneten und der experimentell gemessenen Umfangsdehnung des Nippels.....	42
Bild 5–1: Das Gesamtbelastungsbild der Elektroden-Nippel-Verbindung	46
Bild 5–2: Geometrie des Nippels.....	48
Bild 5–3: Schematische Darstellung der Elektroden-schachtel	50
Bild 5–4: Numerisch berechnete Druckspannungsverteilung in der Elektroden-schachtel	51
Bild 5–5: Mittels FEM berechnete Druckspannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche in Abhängigkeit vom äußeren Elektroden-durchmesser	53
Bild 5–6: Auf das Gewinde angreifende Kräfte	54

Bild 5-7: Abhängigkeit des Steigungswinkels von der Nippellänge	57
Bild 5-8: Abhängigkeit der Vorspannkraft vom Anzugsmoment	59
Bild 5-9: Schiebungs- bzw. Verdrehungswinkel des Nippelkerns	60
Bild 5-10: Gegenüberstellung der mittels FEM und Analytik berechneten Umfangsverschiebung $\Delta L_{N,t}$ des Nippelkerns	62
Bild 5-11: Experimentell ermittelte Abhängigkeit des Längskraftabfalls vom aufgebrachten Anzugsmoment	64
Bild 6-1: Numerisch ermittelte Kräfte an den Gewindeflanken in Abhängigkeit vom mittleren Reibungskoeffizienten	68
Bild 6-2: Numerisch ermittelte Abhängigkeit der Vorspannkraft vom mittleren Reibungskoeffizienten	68
Bild 6-3: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der Elektroden- stirnfläche als Funktion des mittleren Reibungskoeffizienten	69
Bild 6-4: Darstellungsmodell der Kraftflußlinien in der doppelkonischen Gewindeverbindung in Abhängigkeit vom mittleren Reibungs- koeffizienten	70
Bild 6-5: Numerisch ermittelte Umfangsverdrehung des Nippels als Funktion des mittleren Reibungskoeffizienten	71
Bild 6-6: Numerisch ermitteltes Reibungsmomentverhältnis und Anzahl tragender Gewindegänge in Abhängigkeit vom mittleren Reibungs- koeffizienten	71
Bild 6-7: Numerisch ermittelte Umfangsverdrehung des Nippels als Funktion des mittleren Reibungskoeffizienten	72
Bild 6-8: Numerisch ermittelte Flankenkraft als Funktion des Reibungskoeffizienten an den Elektrodenstirnflächen	73
Bild 6-9: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der Elektroden- stirnfläche als Funktion des Reibungskoeffizienten an den Elektroden- stirnflächen	73
Bild 6-10: Numerisch ermittelte Flankenkraft als Funktion des Reibungs- koeffizienten an den Elektrodenstirnflächen	74
Bild 6-11: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der Elektroden- stirnfläche als Funktion des Reibungskoeffizienten an den Elektroden- stirnflächen	75
Bild 6-12: Einfluß der Reibungsverhältnisse auf die Vorspannkraft	76
Bild 6-13: Schematische Darstellung der Meßstellen zur radialen Inhomogenität des axialen E-Moduls	78
Bild 6-14: Numerisch ermittelte Kräfte an den Gewindeflanken in Abhängigkeit von der Verteilung des axialen E-Moduls	78
Bild 6-15: Numerisch ermittelte axiale Zugspannung in den Nippelgewinde- gründen in Abhängigkeit von der radialen Verteilung des axialen E- Moduls des Elektrodenmaterials	79
Bild 6-16: Variation der Neigungswinkeldifferenz	80

Bild 6-17: Numerisch ermittelte Kraft an den Gewindeflanken	81
Bild 6-18: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche als Funktion der Neigungswinkeldifferenz.....	82
Bild 6-19: Numerisch ermittelte axiale Zugspannung in den Nippelgewindegründen in Abhängigkeit vom Neigungswinkelunterschied.....	82
Bild 6-20: Darstellung der konkaven Elektrodenstirnflächen.....	84
Bild 6-21: Numerisch ermittelte Flankenkräfte als Funktion der Konkavität	85
Bild 6-22: Gegenüberstellung der numerisch ermittelten Druckspannungsverteilung an den Elektrodenstirnflächen in Abhängigkeit von der Konkavität	86
Bild 6-23: Vereinfachte Darstellung der Kräfteverteilung an den Elektrodenstirnflächen in Abhängigkeit von der Konkavität.....	87
Bild 6-24: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der konkaven Elektrodenstirnfläche als Funktion des Anzugsmoments.....	89
Bild 6-25: Numerisch ermittelte Flankenkräfte als Funktion des Anzugsmoments	89
Bild 6-26: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche als Funktion des mittleren Reibungskoeffizienten und des Neigungswinkelunterschieds	90
Bild 6-27: Numerisch ermittelte Flankenkräfte als Funktion des Reibungskoeffizienten und des Neigungswinkelunterschieds.....	91
Bild 6-28: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche als Funktion des Neigungswinkelunterschieds und der Konkavität	92
Bild 6-29: Numerisch ermittelte Flankenkräfte als Funktion des Neigungswinkelunterschieds und der Konkavität	93
Bild 7-1: Ablauf zur FE-Untersuchung der Biegebelastung	98
Bild 7-2: Vergleich der numerisch ermittelten Druckspannungsverteilung an den Elektrodenstirnflächen (ohne Biegelast).....	99
Bild 7-3: Vergleich der numerisch ermittelten Axialspannungsverteilung am Nippel-äquator (ohne Biegelast).....	100
Bild 7-4: Einfluß der horizontalen Biegelast auf die Spannungsverteilung am Nippeläquator	101
Bild 7-5: Einfluß der horizontalen Biegelast auf die Spannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche.....	102
Bild 7-6: Auf Biegung belasteter Elektrodenstrang (stark vergrößert).....	103
Bild 10-1: Beschreibung der geometrischen Parameter des Nippels und der Elektrode.....	117

Verzeichnis der Tabellen

Tabelle 3-1: Auswertung zur Variation der Netzdichte	25
Tabelle 5-1: Analytisch und mittels FEM berechnete Schachtelnachgiebigkeit in Abhängigkeit vom E-Modul	52
Tabelle 5-2: Abhängigkeit der Schachtelnachgiebigkeit vom Elektrodenaußen- durchmesser	53

Nomenklatur

Formelzeichen

$A(y)$	Querschnittsfläche in beliebiger Höhe
a, b	Faktoren zur Anpassung der Nachgiebigkeit
A_{ES}	Querschnittsfläche der Elektrodenschachtel in beliebiger Höhe
A_N	Querschnittsfläche des Nippels in beliebiger Höhe
D	Außendurchmesser der Elektrode
d_{2ES}	Flankendurchmesser der Elektrodenschachtel an der Stirnfläche
d_{2N}	Flankendurchmesser des Nippels am Äquator
d_{3N}	Kerndurchmesser des Nippels am Äquator
d_4	Durchmesser der Nippelstirnfläche
$d_{ES,m}$	wirksamer Elektrodenstirnflächendurchmesser
$d_{ES,m1}$	Durchmesser der Wirkungspunkte der resultierenden Vorspannkraft an einer planparallelen Elektrodenstirnfläche
$d_{ES,m2}$	Durchmesser der Wirkungspunkte der resultierenden Vorspannkraft an einer konkaven Elektrodenstirnfläche
$d_N(y)$	Durchmesser des Nippels in beliebiger Höhe
E	Elastizitätsmodul
$E_{ES,x}$	statischer E-Modul der Elektrodenschachtel in Querrichtung
$E_{ES,y}$	statischer E-Modul der Elektrodenschachtel in axialer Richtung
$E_{N,x}$	statischer E-Modul des Nippels in Querrichtung
$E_{N,y}$	statischer E-Modul des Nippels in axialer Richtung
f	Kompatibilitätsfaktor der Kontaktelemente (0,01-100)
$F_{\text{Elektrode, Stirnfläche}}$	axiale Gesamtkraft an der Elektrodenstirnfläche
$F_{\text{Elektrode, Gewinde}}$	axiale Gesamtkraft am Gewinde des Nippels
f_{ES}	durch die Vorspannkraft verursachte axiale Verkürzung der Schachtel
f_{ESZ}	Setzbetrag der Elektrodenschachtel
F_{GS}	Eigengewichtskraft des gesamten Elektrodenstrangs
F_i	auf dem i-Knoten der Elektrodenstirnfläche wirkende Axialkraft
F_{max}	im Zugversuch maximal erreichte Zugkraft (Bruchgrenze)
f_N	durch die Vorspannkraft verursachte axiale Verlängerung des Nippels
F_N	Normalkraft am Gewinde
f_{Nz}	Setzbetrag des Nippels
F_R	Reibungskraft am Gewinde
F_U	Umfangskraft am Gewinde
F_V	Gesamtvorspannkraft
$F_{V,res,1}$	resultierende Vorspannkraft an einer planparallelen Stirnfläche
$F_{V,res,2}$	resultierende Vorspannkraft an einer konkaven Stirnfläche
g	Erdbeschleunigung
G	Schubmodul des Graphitmaterials
G_{xy}	Schubmodul in xy-Ebene
G_{xz}	Schubmodul in xz-Ebene
G_{yz}	Schubmodul in yz-Ebene

h	charakteristische Kontaktlänge
$I_{N,P}$	polares Flächenträgheitsmoment des Nippels
KN	Kontaktsteifigkeit in Normalrichtung
l_{ES}	federnde Länge der Elektroden-schachtel
$l_{ES,G}$	Länge des Schachtelgewindeteils (mit Kontakt)
$l_{ES,i}$	Länge des Schachtelgewindeteils (ohne Kontakt)
l_N	federnde Länge des Nippels
$l_{N,G}$	Länge des Nippelgewindeteils (mit Kontakt)
$l_{N,i}$	Länge des Nippelgewindeteils (ohne Kontakt)
MA	Anzugsmoment
$M_{B,F,r}$	Biegemoment am Schachtelboden
M_{ES}	an der Elektrodenstirnfläche wirkendes Reibungsmoment
MG	Gesamtgewindemoment
MN,τ	Torsionsmoment des Nippels
M_{NG}	im Gewinde wirkendes Nutzdrehmoment
M_{RG}	im Gewinde wirkendes Reibungsmoment
P	Gewindesteigung
$R_{F,r}$	Abstand der resultierenden Normalkomponente der Flankenkräfte zur Mittelachse
r_N	Radius des Nippels an seiner Stirnfläche
r_S	Radius des Torsionsstabes
S	Abwicklungslänge des Gewindes
$S_{\tau,N}$	Gemessene Umfangsdehnung des Nippels an seiner Stirnfläche
$S_{\tau,S}$	Umfangsdehnung des Torsionsstabes
u_i	Axialverschiebung der i-Knoten an der Elektrodenstirnfläche
YG	Abstand des ersten tragenden Gewindegangs zum Äquator
$Z_{F,r}$	Abstand der resultierenden Radialkomponente der Flankenkräfte zum Schachtelboden
μ	globaler Reibungskoeffizient
β	Flankenwinkel
α	Gewindesteigungswinkel
γ	Schiebungswinkel des Nippels
ϑ	Verdrehungswinkel des Nippels
ν	Ouerkontraktionszahl
ϑ_{τ}	Gemessene Verdrehungswinkel des Nippels an seiner Stirnfläche
ρ	Reibungswinkel
μ'	Reibungskoeffizient für Spitzgewinde
$\Delta\vartheta_N(r,y)$	Verdrehungswinkeländerung des Nippels
$\Delta\gamma_N(r,y)$	Schiebungswinkeländerung des Nippels
μ^*	Scheinbarer Reibwert des Gewindes
δ_{ES}	Nachgiebigkeit der Elektroden-schachtel
κ_{ES}	Neigungswinkel der Elektroden-schachtel
μ_{ES}	Reibungskoeffizient der Elektrodenstirnflächen
$\delta_{ES,G}$	Nachgiebigkeit des Gewindes der Schachtel (Gewindeteil in Kontakt)

Δf	gesamte Längenänderung der Gewindeverbindung
Δf_Z	gesamte Längenänderung der Gewindeverbindung infolge Setzens
$\Delta F_{V,Z}$	gesamter Vorspannkraftverlust infolge Setzens
μ_G	Reibungskoeffizient des Gewindes
$\Delta L_{N,a}(r,y)$	axiale Längenänderung des Nippels
$\Delta L_{N,t}(r,y)$	Umfangsverschiebung des Nippels
δ_N	Nachgiebigkeit des Nippels
κ_N	Neigungswinkel des Nippels
$\delta_{N,G}$	Nachgiebigkeit des Nippelgewindekerns (Gewindeteil in Kontakt)
$\delta_{N,i}$	Nachgiebigkeit des Nippelgewindekerns (Gewindeteil ohne Kontakt)
ΔS	Änderung der Gewinde-Abwicklungslänge mit dem Steigungswinkel

Laufvariablen

y	Entfernung zum Nippeläquator
i	i-ter Knoten
r	Nippel- bzw. Schachtelradius in beliebiger Höhe

1. Einleitung

Obwohl die Aufteilung des Graphitelektroden-Marktes seit vielen Jahren unverändert blieb, ist der Konkurrenz- und Preiskampf in vollem Gange. Die Graphitelektrodenhersteller mit ihren Produktionsstätten in Hochlohnländern sehen sich gezwungen, ihre Position mit Produkten hoher Qualität zu behaupten, die sich durch niedrigen Verbrauch (derzeit ca. 0.7 – 1.1 kg Graphit/t Stahl) und hohe Zuverlässigkeit auszeichnen. Die Preisnachteile gegenüber der Konkurrenz lassen sich lediglich auf dem Wege qualitätssteigernder und kostensenkender Maßnahmen wettmachen. Aufgrund der großen benötigten Elektrodendimensionen stellt der Einzug des auf Gleichstrom-Technik basierenden Lichtbogenofens in die Stahlwerke für die Graphitelektrodenhersteller eine neue Herausforderung dar.

Durch den Einsatz von FE-Simulationen werden die Entwicklungszeiten verkürzt und es ist somit eine schnellere Markteinführung neu entwickelter Produkte zu erzielen. Die vorliegende Forschungsarbeit leistet einen Beitrag zur Untersuchung von maßgebenden Designparameter-Variationen und deren Einfluß auf die Steigerung der Belastbarkeit und somit die Qualität der großformatigen Elektroden-Nippel-Verbindungen.

1.1 Problemstellung und Zielsetzung

Aufgrund des geringeren Graphitverbrauchs und der minimalen Flickereffekte haben sich im letzten Jahrzehnt verschiedene Stahlwerke entschieden, gleichstrombetriebene Lichtbogenöfen einzusetzen. Dadurch lassen sich höhere Gesamtleistungen und niedrigere Netzstörungen erreichen. Ein Lichtbogenofen besteht aus mehreren Komponenten, die seine Leistung in unterschiedlichen Maßen beeinflussen. Eine der wichtigsten stellt der im Ofen als Stromleiter verwendete Graphitelektrodenstrang dar. Er setzt sich aus je drei Graphitelektroden und zwei doppelkonisch ausgebildeten Verbindungsnippeln zusammen. Die zylindrischen Elektroden sind an ihren beiden Enden mit einer kegelförmigen Gewindebohrung versehen. Beim Recycling von Stahlschrott erhitzen sich die mit Stromstärken bis zu ca. 130 kA belasteten Elektrodenstränge auf Temperaturen von über 2500 °C an der Spitze. Ein Graphitelektrodenstrang im Elektrolichtbogenofen wird somit hohen Temperaturen, Temperaturgradienten sowie zusätzlich der aus dem Verschraubmoment resultierenden mechanischen Belastung und den im Betrieb resultierenden Störeinflüssen (wie Regelbewegung und Biegemoment) ausgesetzt. Die inadäquate Kombination von werkstofftechnischen bzw. geometrischen Designparametern kann zur Funktionsbeeinträchtigung der Elektroden-Nippel-Verbindung - wie Lockerung, selbsttätiges Losdrehen, Rißbildung und Brüchen im Gewindebereich - führen. Derart auftretende Ausfallmechanismen haben eine Steigerung des Graphitverbrauchs bzw. längere Produktionsausfälle infolge des Ofenstillstands zur Folge.

Primärer Schwerpunkt dieser Arbeit ist die Ermittlung der Wechselwirkungen zwischen geometrischen und werkstofftechnischen Designparametern und die Optimierung von deren Kombinationen. Die Erfassung der komplexen Geometrie, der Nichtlinearitäten, der Materialanisotropie sowie der Kontaktprobleme einer großformatigen doppelkoni-

schen Graphitelektrodenverbindung fanden unter dem Einsatz der FE-Methode Berücksichtigung.

1.2 Strategie zur Problemlösung

Eine erfolgreiche Optimierung des Verhaltens von Graphitelektrodensträngen kann nur dann durchgeführt werden, wenn eine klar strukturierte und lückenlose Aufnahme der Versagenserscheinungen und des Verbrauchs sowie eine eindeutige Klärung der Ursachen im Vorfeld stattfindet. Die Problemstellungen zielen darauf ab, eine Verbesserung der Betriebsqualität des Graphitelektrodenstranges durch Bruchminderung, Belastungsmaximierung, Verbrauchsminderung und Produktions- bzw. Bearbeitungsoptimierung zu erreichen. Die Erfassung des Einflusses aller für die Optimierung relevanten Parameter setzt angesichts der Vielfalt möglicher Verbindungs- und Belastungsvarianten eine systematische Verknüpfung der analytischen und der numerischen Lösungsverfahren sowie die Einbindung von experimentellen und phänomologischen Erkenntnissen voraus. Auf der Grundlage des im Bild 1-1 aufgezeigten Prinzips kann die Optimierung der Tragfähigkeit der Elektroden-Nippel-Verbindung erzielt werden. Im Mittelpunkt der in dieser Arbeit verfolgten Lösungsstrategie stehen die numerischen Untersuchungen.

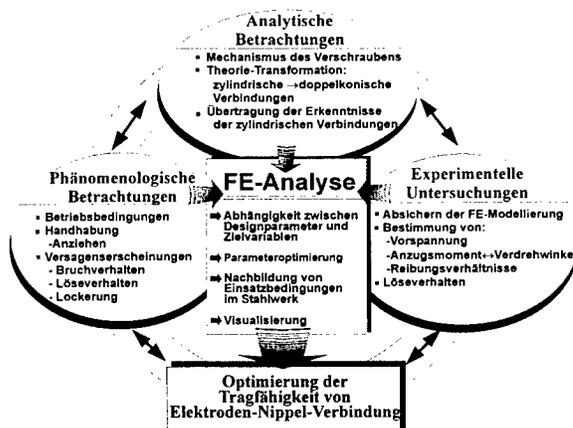


Bild 1-1: Prinzipielles Vorgehen zur Designparameteroptimierung der großformatigen Elektroden-Nippel-Verbindungen

Zur Simulation und wirklichkeitsgetreuen Abbildung wurden physikalische FE-Ersatzmodelle mit dem kommerziellen FEM-Paket ANSYS^{®1} entwickelt. Der Einsatz der 3D-Sektormodelle ermöglicht eine mechanische Analyse an einer 700-mm-Elektroden-Nippel-Verbindung durch Aufbringen des äußeren Anzugsmoments. Das

¹ ANSYS ist ein Warenzeichen von ANSYS, Inc.

erste 3D-Sektormodell bildet die Laborbedingungen ab, die bei Versuchsdurchführung am Verschraubstand herrschen. Es umfaßt zwei Elektroden und einen Nippel. Somit können die gemessenen Größen direkt mit den berechneten verglichen werden. Das zweite 3D-Sektormodell repräsentiert einen typischen Graphitelektrodenstrang bei Raumtemperatur, der aus drei Elektroden und zwei Nippeln besteht. Somit können verschiedene Parametervariationen untersucht bzw. Versagensfälle im Einsatz nachgebildet werden.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden zahlreiche experimentelle Untersuchungen durchgeführt, mit deren Hilfe die numerisch ermittelten Ergebnisse unter realen Bedingungen abgesichert werden konnten. Die während des Anzieh- und Lösevorgangs gemessene Nippellängskraft, Nippellängsdehnung und die Nippeltorsion lieferten grundlegende Informationen nicht nur zur Beurteilung der Zuverlässigkeit der FE-Modellierung. Vielmehr konnte ein tieferes Verständnis der sich während des Verschraubprozesses ergebenden Effekte - wie das Löseverhalten - gewonnen werden. Die Kopplung der im Versuch gemessenen Nippellängskraft in Abhängigkeit von der Oberflächengüte mit den FE-Untersuchungen führte dabei zur realitätsnahen Bestimmung des mittleren Reibungskoeffizienten des Graphitmaterials.

Das Verschrauben ist ein komplexer mechanischer Prozeß. Unter Nutzung der in der Praxis gesammelten Erkenntnisse über Handhabung, Löseverhalten bzw. Versagenserscheinungen können jedoch grundlegende Aussagen über Einfluß relevanter Parameter und deren prinzipiellen Zusammenhänge mit einem einfachen Zweifedermodell gewonnen werden. Die in dieser Arbeit aufgestellten analytischen Zusammenhänge ermöglichen eine prinzipielle Vergleichbarkeit zwischen den zylindrischen (metrischen) und doppelkonisch ausgebildeten Verbindungen. Dadurch kann das vorhandene Wissen in der Literatur über zylindrische Schraubenverbindungen zur Optimierung der Elektroden-Nippel-Verbindung, die aufgrund der geometrischen und werkstofftechnischen Begebenheiten einen komplexeren Aufbau aufweisen, besser genutzt werden.

Ausgehend von einer Standardausführung der Elektroden-Nippel-Verbindung und unter Berücksichtigung experimenteller praxisbezogener und analytischer Erkenntnisse werden verschiedene abweichende Ausführungen, die sich entweder bewußt oder durch unsachgemäße Bearbeitung bzw. Handhabung ergeben, untersucht. Basierend auf einer direkten Gegenüberstellung aller zu vergleichenden Größen (z.B. maximale Spannungskomponenten in der Gewindeverbindung, Kontaktverhältnisse an der Stirnfläche) der beiden analysierten Elektrodenstränge kann die Modifikation nach ihrer Eignung bewertet werden.

Der Einfluß des mittleren Reibungskoeffizienten wird genau untersucht, da die Reibung Auswirkung auf die beim Anziehen aufzubringende Arbeit, den in der Vorspannung umgesetzten Anteil des Anzugsmoments und die Sicherheit gegen selbsttätiges Lösen bzw. Lockern hat. In weiterführenden Untersuchungen wird der wegen der verschiedenen Bearbeitungsmethoden sich ergebende Unterschied der Reibungskoeffizienten am Gewinde und an den Elektrodenstirnflächen getrennt analysiert. Darüber hinaus werden die Auswirkungen der Bearbeitungstoleranzen untersucht, die sich in unterschiedlichen Winkeldifferenzen zwischen Neigungswinkel der Elektrodenstirnfläche und des Nippels bzw. in der Konkavität der Elektrodenstirnflächen widerspiegeln.

2. Graphitelektroden als Prozeßkomponente in der Stahlerzeugung

Die Eisenzeit ist im Grunde genommen einige Jahrtausende alt. Die Entwicklung und Weiterentwicklung der Herstellungs- und Verarbeitungstechnologien von Stahlschrott und Rohstahl ist als noch nicht abgeschlossen anzusehen. Denn der starke Preiskampf bzw. Wettbewerb um die Marktanteile zwingen die Stahlindustrie bei der Stahlerzeugung, umweltverträgliche und Energie sparende Alternativen zu finden.

Die ersten und bedeutendsten Eisenvorkommnisse befanden sich im Hethiterreich an den Ufern des Euphrats im Taurusgebirge. Die Römer nannten dieses Land „Kommagene“ mit dem Beinamen „ubi ferrum nascitur“, [DÖR-66]. Die Stahlerzeugung blieb bis zum Untergang des Hethiterreiches um 1200 v. Chr. geheim. Die Kunst der Erschmelzung und der nachträglichen Aufkohlung wurde dann durch die auswandernden Schmiede in alle Teile der Welt getragen. Und so begann die Eisenzeit und das Eisen etablierte sich als ein starkes Gebrauchsmetall.

Mit stark ansteigenden Mengen an Altschrott kommt heute dem Recycling von Stahlschrott eine immer größere Bedeutung zu. Wegen der begrenzten Rohstoffvorräte müssen aktive Entwicklungen zum sparsamen Umgang mit den Ressourcen dieser Erde verstärkt werden. Deshalb wird oft gefordert, Schritte zur Vermeidung von Rückständen und zur effizienteren Wiederverwendung von angefallenem Schrott einzuleiten.

Für die Einschmelzung von Schrott werden grundsätzlich drei verschiedene Verfahren eingesetzt:

- ◆ SM-Ofen (Siemens-Martin-Ofen)
- ◆ Hochofen/Konverter (Blasstahlkonverter)
- ◆ (Elektro) Lichtbogenofen

Der Siemens-Martin-Ofen, der frühere typische Schrottverwerter, findet kaum mehr Einsatz. Diese Ofentypen sind überwiegend nur noch in der ehemaligen Sowjetunion in Betrieb und werden auch dort zunehmend verdrängt [VER-94]. Der Hochofen/Konverter wird heute weltweit bei der Stahlgewinnung am meisten eingesetzt. Der Anteil ist jedoch rückläufig zugunsten des Elektrostahlwerks, in dem durch elektrische Schrotteinschmelzung Stahl erzeugt wird. Dies bedeutet, daß die Nachfrage an Graphitelektroden, die als Stromleiter zur Stahlerzeugung im Lichtbogenofen eingesetzt werden, steigen wird.

Für die Herstellung von Stahl und Stahllegierungen aller Art aus Schrott werden diese Lichtbogenöfen eingesetzt. Trotz einer weltweiten Stagnation der Stahlproduktion seit etwa Mitte der 70er Jahre nahm der Anteil des Elektrostahls an der Stahlerzeugung in den letzten Jahrzehnten stetig zu. Schätzungen gehen von einer Steigerung von bis zu 35% aus. Die Gründe hierfür sind, [HEI-95]:

- ◆ Produktivitätssteigerung bei der Stahlerzeugung im Elektrolichtbogenofen
- ◆ relativ niedrige Schrottpreise und Verbesserung der Stromversorgung in Schwellen- und Entwicklungsländern

- ◆ niedrige Energie- und Personalkosten
- ◆ geringe Investitionsvolumina.

Nach International Iron and Steel Institute [IIS-97] und Schätzung des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute (VDEh), Bild 2-1, wird der Weltstahlverbrauch – abgesehen von den konjunkturellen Schwankungen – bis zum Jahr 2005 von etwa 700 Mio t auf etwas über 800 Mio t wachsen. Die höchsten Zuwachsraten sind in Asien zu erwarten. In diesem Zeitraum wird dort die Wachstumsrate etwa 80 Mio t betragen. Mit einer voraussichtlichen Verbrauchssteigerung von über 10 Mio t an Stahl im Jahr 2005 liegt Südamerika an zweiter Stelle.

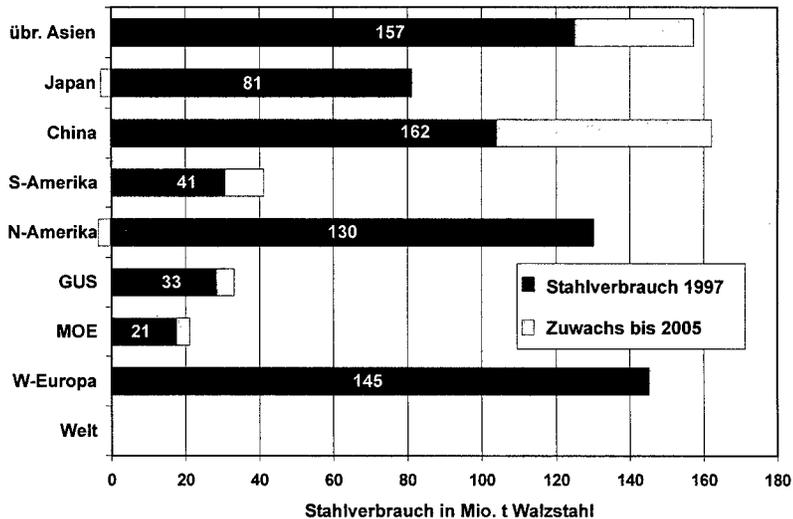


Bild 2-1: Prognose für den Stahlverbrauch von 1997-2005 nach [IIS-97]

Die Situation der Weltstahlerzeugung wird im Zeitalter der Globalisierung von den regionalen politischen Turbulenzen stark beeinflusst, [VON-98]. Solche Ereignisse schlagen sich auf die Nachfrage nach Stahl nieder. So führte die Asienkrise im Jahre 1998 zu einem leichten Rückgang des Weltstahlverbrauchs, der aber laut Prognose [IIS-97] bis zum Jahr 2005 wieder steigen soll. Die Schwankungen der Stahlnachfrage zwingt sowohl Ofenbauer, Stahlwerksbetreiber wie auch Graphitelektrodenhersteller zu höherer Flexibilität hinsichtlich des Produktionsvolumens und zu rationalisierten Managementstrukturen, [BOR-98]. Um solche Zielvorstellungen realisieren zu können, sind präzise Marktkenntnisse und Kundenorientierung sowie die ständige Weiterentwicklung und Erhöhung der Qualitätsansprüche die Schlüssel zum Erfolg, [KLE-95].

2.1 Überblick Lichtbogentechnik

Die Technologie des Lichtbogenofens ist so alt wie dieses Jahrhundert. Der Lichtbogenofen nach William Siemens aus dem Jahre 1880 (siehe Bild 2-2) ist der erste Ofen, der die wesentlichen konstruktiven Merkmale moderner Gleichstrom-Lichtbogenöfen enthält. Der Lichtbogenofen ist ein elektrisch betriebener Ofen, der überwiegend zum Schmelzen von Stahl eingesetzt wird. Prinzipiell besteht er aus einem zylindrischen Ofengefäß mit einer dicken gemauerten oder gestampften Auskleidung aus feuerfestem Material, meist Dolomit oder Magnesit, [BDS-98].

Seit Beginn dieses Jahrhunderts gewannen die Drehstrom-Lichtbogenöfen zur Stahlerzeugung immer mehr an Bedeutung. In diesen Ofentypen fließt der elektrische Strom über drei in dem Ofengefäß senkrecht angeordnete Elektrodenstränge (siehe Bild 2-2). Die drei phasenverschobenen Wechselströme fließen über den chargierten Schrott wieder zu den Elektrodensträngen zurück und addieren sich jederzeit zu Null. Der Verzicht auf die Stromableitung über die Bodenelektrode des Ofengefäßes führt zu niedrigeren Investitionskosten des Drehstrom-Lichtbogenofens.

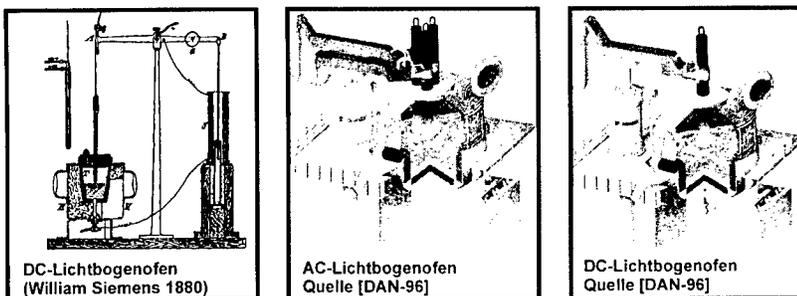


Bild 2-2: Prinzipieller Aufbau von Lichtbogenöfen

Seit 1982 wird ein kontinuierlicher Anstieg der in Betrieb genommenen Gleichstrom-Lichtbogenöfen verzeichnet. Die zur Stahlerzeugung eingesetzten Gleichstrom-Lichtbogenöfen zeichnen sich gegenüber ihren Pendanten durch die einfache Funktionsweise, geringe Betriebskosten, höhere Leistungsfähigkeit und geringen Verbrauch aus. Allerdings sind die Investitionskosten höher.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit werden großformatige Elektrodenstränge mit ihren Gewindeverbindungen untersucht, die hauptsächlich in Gleichstrom-Lichtbogenöfen eingesetzt werden. Das Augenmerk liegt deshalb auf dem Aufbau dieser Ofentypen. Die nachfolgend dargestellte und detaillierte Beschreibung dieses Lichtbogenofens ist für das Verständnis der in dieser Arbeit diskutierten Zusammenhänge sehr wichtig.

2.2 Aufbau des Gleichstrom-Lichtbogenofens und dessen Baugruppen

Der prinzipielle Aufbau eines Gleichstrom-Lichtbogenofens ist schematisch in Bild 2–3 dargestellt. Der Stromfluß erfolgt durch einen einzigen in den Ofen hinein ragenden Elektrodenstrang über den Lichtbogen und das Schmelzbad zur Bodenelektrode. Der Elektrodenstrang wird am Tragarm mit Hilfe eines Klemmbackensystems stromleitend eingespannt. Der Elektrodenstrang setzt sich aus drei Graphitelektroden zusammen, die mittels zweier Verbindungsrippel verschraubt sind. Eine bereits verbrauchte Elektrode wird durch das Aufschrauben einer neuen Elektrode ersetzt.

Das Einsatzgut Schrott oder flüssiger Stahl befindet sich in dem zylindrisch ausgebildeten und mit feuerfestem Material ausgekleideten Ofengefäß. In dem Spalt zwischen dem als Kathode gepolten Elektrodenstrang und dem als Anode wirkenden Schrott wird ein Lichtbogen erzeugt, in dem die elektrische Energie in Schmelzwärme umgesetzt wird.

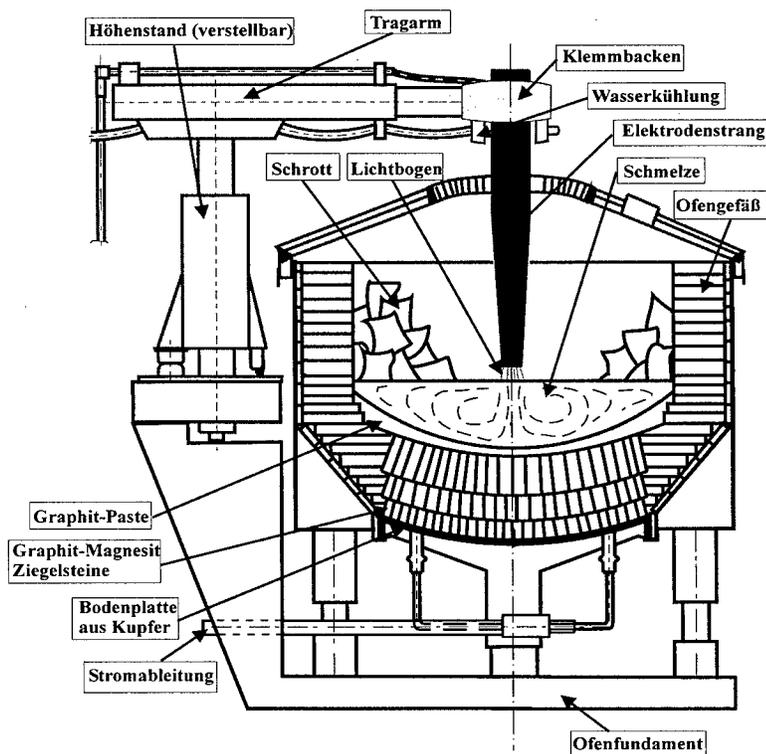


Bild 2–3: Darstellung der Baugruppen eines Gleichstrom-Lichtbogenofens

Über sein elektrisches Feld werden freie Elektronen von der Anode angezogen. Zwischen den Elektroden entsteht eine leitende Strecke, die den Überschlag ermöglicht. Als Überschlag wird exakt der Zustand bezeichnet, in dem sich ein gasförmiger Leiter zwischen den Elektroden aufbaut und sich als Lichtbogen zeigt. Im Betrieb wird die Lichtbogenlänge durch die Höhenverstellung des Tragarmes mit Hilfe der Tragarmführungssäule hydraulisch oder elektromotorisch permanent geregelt, [AHL-87]. Über den Ofentransformator und den steuerbaren Gleichrichter wird die Energie aus dem Hochspannungsnetz eingespeist. Zur Kompensation von großen Stromänderungen wird im Gleichstromkreis eine Drossel für die Stromregelung eingesetzt.

Der mit Gleichstrom betriebene Lichtbogenofen besitzt gegenüber dem Drehstromofen u.a. folgende und bedeutende Eigenschaften, die der DC-Ofentechnologie geholfen haben, den Durchbruch zu erzielen:

- ◆ Übersichtliche und gut strukturierte elektrische Funktionsweise
- ◆ Durch die getrennte Regelung der Spannung über die Thyristoren unabhängig von der Stromstärke kann eine optimale Betriebsweise eingestellt werden.
- ◆ Geringer Graphitverbrauch
- ◆ niedrige Flicker-Netzurückwirkungen
- ◆ Geringe Betriebskosten
- ◆ Gleichmäßige Verteilung der Stahlbadtemperatur

Der begleitende Nachteil der Gleichstromtechnologie läßt sich mit den hohen Investitionskosten charakterisieren, die durch den Einsatz von Gleichrichtersystemen und die relativ aufwendige Bodenelektrode verursacht werden.

Ein Schwerpunkt der in dieser Arbeit vorgenommenen Untersuchungen liegt darin, die für die Auslegung der Gewindeverbindung relevanten Parameter hinsichtlich der Verminderung von Versagenserscheinungen und niedrigen Graphitverbräuchen zu optimieren. Nachfolgend werden die typischen Versagensmechanismen der im Gleichstrom-Lichtbogenofen verwendeten Elektrodenstränge sowie ihre Ursachen diskutiert.

2.3 Ursachen der Versagensmechanismen während des Betriebs

Der Graphitelektrodenstrang ist im Betrieb einem ständigen Verschleiß ausgesetzt. Der Verbrauch von Graphitelektroden läßt sich in einen kontinuierlichen – durch Abbrand hervorgerufenen – und einen diskontinuierlichen Anteil aufteilen. Beim letzteren dominieren Brüche des Elektrodenstranges, die infolge Überschreitung der zulässigen Festigkeit des Graphitwerkstoffes entstehen, Bild 2–4. Insbesondere Elektrodenbrüche wirken sich negativ auf den Stahlbetrieb aus, da es neben dem Verlust des abgebrochenen Elektrodenstranges und seinem mühsamen Entfernen aus dem Schmelzbad auch - bedingt durch einen Elektrodenwechsel - zu großen Stillstandszeiten kommt. Die Ursache des Versagens der Elektrodenstabilität liegt in großen thermischen und mechanischen Belastungen, welche teilweise so hoch sind, daß sie zum Bruch der Elektrode führen.

Die meisten Brucherscheinungen treten an der dem Elektrodeneinspannung nächstgelegener Nippelverbindung auf. Der lange Elektrodenstrang mit seinem massiven Eigengewicht hängt an der oberen Gewindeverbindung, wo bereits relativ kleine Auslenkungen an der Strangspitze - aufgrund der Hebelwirkung - zu sehr hohen Biegemomenten führen.

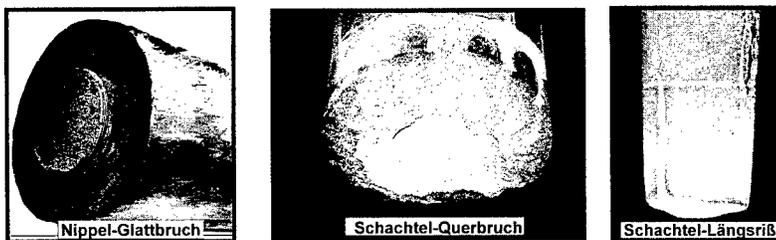


Bild 2-4: Beispiele zur Bruch- und Rißbildung in einer Elektroden-Nippel-Verbindung (Quelle: [SGL-99])

Das Auftreten von Bruchversagen der oberen Verbindung wird hauptsächlich durch folgende Ursachen herbeigeführt, [BOW-83]:

- ◆ Schrotteinsturz (hohes Biegemoment)
- ◆ Elektrodenmaterial/Imprägnierung (niedrige Biegefestigkeit)
- ◆ Annippeln (mit zu geringer Vorspannung)
- ◆ Vibration (Reduktion der Vorspannung)
- ◆ Ofenfahrweise (Impulsanregung)

Während des rauen Ofenbetriebes kann das Tragarm-Elektroden-System durch einmalige Impulse zu Schwingungen angeregt werden. Die Impulse sind dabei meist nur von kurzer Dauer, können aber beliebig oft auftreten. Meist sind ihre Ursachen von der Ofenfahrweise abhängig und sind vom Ofenbetreiber durch Änderung der jeweiligen Betriebsparameter in den Griff zu bekommen. Impulsanregungen des Tragarm-Elektroden-Systems können beispielsweise durch Schrotteinsturz, Schließen des Ofendekels, Impulse beim Nachfassen, Wechseln oder Annippeln der Elektroden, Lichtbogenabriß, Elektrodenregelung und Stick-Slip-Effekt der Höhenstandsverstellung verursacht werden.

Schrotteinsturz

Im Ofenbetrieb sind heftige Erschütterungen des Elektrodenstranges keine Seltenheit. Herabstürzende Schrottbrocken verursachen eine Auslenkung der Elektrodenstrangspitze, so daß dadurch das Tragarm-Elektroden-System zu Schwingungen angeregt wird. Dabei hängt die Größe des den Impuls auslösenden Schrottstückes zum einen von der Stückigkeit des Schrottes zum anderen vom Einschmelzvorgang ab. Zum Beispiel kann das flüssige Bad durch einen zu kurzen Lichtbogen überhitzt werden. Zeitgleich kann

ein Verschweißen sowie eine Brückenbildung des sich noch im oberen Teil des Ofens befindlichen Schrotts stattfinden, wodurch häufig ein Schrotteinsturz ausgelöst wird. Ein zu langer Lichtbogen ruft in der Bohrphase des Einschmelzvorganges die Aufschmelzung eines relativ großen Kraters um den Elektrodenstrang hervor. Die engen Krater, die durch kurze Lichtbögen produziert werden, haben gegenüber großen Kratern den Vorteil, daß die Schlageinwirkungen durch den herabfallenden Schrott auf die Elektrodenstrangspitze deutlich geringer sind. Deshalb ist für einen störungsfreien Betrieb der Lichtbogenöfen beim Einschmelzen die sachkundige Auswahl und die richtige Einsatzfolge der einzelnen Schrottsorten von großer Bedeutung.

Annippelung

Die Elektroden werden je nach Ofengeometrie und Leistung z. B. nach etwa 8 – 10 Chargen für 700 mm-Elektroden gewechselt [ZÖL-85]. Die Montage neuer Elektroden kann entweder direkt auf dem Ofen oder in einem speziell dafür vorgesehenen Annippelungsstand erfolgen. Wenn der Ofen nach einem Ofenabstich die senkrechte Lage (Nullstellung) wieder erreicht hat, wird normalerweise die neue Elektrode montiert. Durch die Aufnahme der im Ofen gespeicherten Energie wird während dieses Stillstandes dem Schrott bereits Wärme zugeführt. Somit besitzt das Annippeln, Wechseln oder Nachfassen auf dem Ofen nach Abschalten des Stromes in der Einschmelzperiode den Vorteil, daß zusätzliche thermische Zyklen weitestgehend vermieden werden.

Zum Transport der Elektroden wird ein sogenannter Transportnippel in die obere Schachtel der zu tragenden Elektrode eingeschraubt. Der Transportnippel ist ein wichtiger Bestandteil mehrerer Verfahrensschritte, z. B. Nachfassen oder Wechseln der Elektrode. Der im Kranhaken hängende Elektrodenstrang kann so nachgefaßt oder aber zum Wechseln aus der Elektrodenfassung gezogen und zum Annippelungsstand gefahren werden.

Heutzutage verfügt die anzunippelnde neue Elektrode meist über einen bereits eingeschraubten Nippel, so daß die Elektrode – nach Ausblasen der Schachtel – mit Hilfe des Krans über den zu verlängernden Strang gefahren wird. Anschließend wird die hängende Elektrode samt dem Nippel langsam gesenkt und zunächst manuell in den eingespannten Elektrodenstrang eingedreht. Eine sogenannte Annippelungsschelle wird an die anzunippelnde Elektrode angelegt. Zur Aufbringung des Anzugsmoments werden zwei Verfahren verwendet. In herkömmlichen Anzugsverfahren wird die Verbindung mit Hilfe von einstellbaren Drehmoment-Zangen manuell verschraubt. In modernen Annippelungsständen wird zum Festziehen der Verbindungen eine einstellbare Pneumatik bzw. Hydraulik eingesetzt.

Lichtbogenabriß

Im DC-Ofen können verschiedene Lichtbogenarten entstehen. Dabei ist auch der „stabile Lichtbogen“ keinesfalls von Dauer. Dieser hält sich jedoch gegenüber den anderen Lichtbogentypen einige hundert Millisekunden stabil, während die meisten Lichtbögen ihre Art, Position und Richtung in der Größenordnung von wenigen Millisekunden ändern. Durch einen Lichtbogenabriß und das nachfolgende erneute Zünden des Lichtbogens können

stoßartige Anregungen ausgelöst werden. Dabei ändert die Kraft je nach Lichtbogenform und -ausrichtung ihre Richtung.

Um diese Störungen im Schmelzbetrieb durch eine Anpassung des Höhenstands des Tragarm-Elektroden-Systems ausgleichen zu können, werden Elektrodenregelungssysteme integriert. Die Lageänderung des Tragarm-Elektroden-Systems bei jedem Heben und Senken verursacht eine impulsmäßige Anregung des Elektrodenstrangs. Außerdem kann auch die Regelung selbst zu Schwingungen neigen und somit eine auftretende Störung nicht sauber ausregeln.

Magnetfelder

Die beiden Magnetfelder von AC und DC-Ofen unterscheiden sich sowohl in ihrem Betrag als auch in ihrer Ausdehnung bzw. Richtung. Während der Betrag der Magnetfelder beim AC-Ofen relativ gering ist, baut sich beim DC-Ofen ein bedeutendes Magnetfeld auf, welches noch in einigen Metern Entfernung rund um das Ofengefäß wirksam ist. Unlegierter Stahl wird dabei innerhalb ca. 10 m magnetisiert, [BOW-93]. Durch den Stromfluß wird zwar ein konzentrisches Magnetfeld um den Elektrodenstrang aufgebaut, aber eine einseitige magnetische Kraftwirkung kann beim DC-Ofen durch Unsymmetrien, Schmelzbadbewegungen, ungünstige Anordnung der Stromableitungen und schlechte Regelgüte der Stromstärkeregelung entstehen.

Im Fall einer Unsymmetrie des Ofengefäßes wird der Elektrodenstrang aus seiner Ruhelage ausgelenkt. Da beim Gleichstromlichtbogenofen der Stromfluß relativ konstant gehalten werden kann, [REI-83], wird sich die entstehende Kraftkomponente in ihrer Größe kaum ändern. Es entsteht also eine konstante nicht wechselnde Kraftwirkung durch Ofenunsymmetrien. Die alleinige Ablenkung der Magnetfeldlinien durch die Ofenunsymmetrien bewirkt somit keine Schwingungen. Jedoch kann im Zusammenhang mit anderen Effekten durchaus eine wechselnde Kraftwirkung auf den Elektrodenstrang entstehen. Da die Stahlmantelung der Öfen abgesehen von den tragenden Gefäßteilen nur aus dünnen Wandblechen besteht, ist die Elektrode von einem geringen Eisenanteil umgeben, weshalb die Anziehungskraft zwischen Elektrodenstrang und Ofengefäß sehr gering ist und das schwere Tragarm-Elektroden-System nur wenig beeinflusst.

In der sog. Bohrphase am Anfang des Einschmelzvorganges können auch durch den inhomogenen Schrott rund um den Elektrodenstrang Unsymmetrien der Magnetfelder ausgebildet werden. Die bereits vom Schrott umgebenen Magnetfeldlinien der Elektrodenstrangspitze werden dabei durch den Schrott abgelenkt. Eine magnetische Kraftwirkung bzw. Anziehungskraft zwischen dem Schrott und dem Elektrodenstrang hat eine Nickbewegung des Tragarm-Elektroden-Systems zur Folge. Die magnetischen Verhältnisse verändern sich nur relativ langsam, was eine Schwingungsanregung des Tragarm-Elektroden-Systems nur denkbar macht, wenn ein Zusammenwirken zusätzlicher Effekte (z.B. Stromstärkeregelung) zustande kommt. Eine weitere Unsymmetrie kann sich durch die jeweilige Schrottqualität ergeben. So können z.B. große, sperrige Schrotstückchen zu einer Unterbrechung der Magnetfeldlinien führen, was wie oben bereits beschrieben, eine magnetische Kraftwirkung bzw. Auslenkung des Elektrodenstranges bedingt.

Beim DC-Ofen erfolgt der Stromfluß von der Elektrode über die Schmelze zur Bodenelektrode, wodurch die Schmelze magnetisiert wird. Dies hat elektromagnetische Kräfte zur Folge, welche die Schmelze in einer Art Rühr-Effekt entlang des Ofenbodens gegen die Außenwand und von dort in radialem Rückfluß an die Oberfläche zur Badmitte hin bewegen. Verstärkt wird diese Bewegung durch den hydrostatischen Druck des Lichtbogens auf das Bad, [MER-88]. Außerdem wird manchmal eine Rührspule unter dem Ofengefaß angebracht, um eine noch stärkere Durchmischung des Schmelzbades zu erreichen. So wird eine gleichmäßige Temperaturverteilung und Homogenität der Schmelze erzielt. Durch das bewegende magnetische Schmelzbad wird allerdings eine veränderliche Magnetfeldstärke erzeugt, die ebenfalls eine Kraftwirkung auf den Elektrodenstrang auslöst.

Zusammenfassend kann man festhalten, daß die Magnetfeldänderungen durch Unsymmetrien einen nahezu konstanten und nur sehr träge über die Zeit sich ändernden Charakter haben, so daß sich auch eine Kraftänderung nur sehr langsam vollzieht und somit quasistationäre Kräfte vorliegen, welche keine Schwingungen des Tragarmsystems hervorrufen können. Alle oben beschriebenen magnetischen Kraftwirkungen können somit nur bei einer unzureichend arbeitenden Stromregelung für die Entstehung von Schwingungen beim DC-Ofen verantwortlich gemacht werden.

2.4 Verfahrensschritte zur Herstellung von Graphitverbindungselementen

Durch speziellen Graphit als Elektrodenwerkstoff läßt sich die Wirtschaftlichkeit der Elektroschmelzverfahren für Stahl überdurchschnittlich erhöhen.

Dieser Graphitwerkstoff zeichnet sich aus, [BRA-92] durch:

1. hohe Thermoschockfestigkeit,
2. geringes spezifisches Gewicht,
3. hohe thermische Stabilität,
4. geringe thermische Ausdehnung,
5. Steigerung der Festigkeit mit zunehmender Temperatur,
6. Porösität/Imprägnierbarkeit und
7. gute Bearbeitbarkeit

Das Leistungsverhalten von Graphitprodukten läßt sich nicht alleine anhand leicht beeinflussbarer und meßbarer physikalischer und mechanischer Eigenschaften bestimmen. Ausgangsrohstoffe (Pech, Koks), Verfahrensschritte und Gefügestruktur können die Produktqualität im Hinblick auf den Elektrodenverbrauch und die bearbeitungsbedingte funktionelle Oberfläche ebenfalls stark beeinflussen. Die Herstellungskette von Graphitelektroden beginnt mit dem **Formen von Mischungen** aus Petrolkoks, die durch schonende verzögerte Verkokung aus Erdöl gewonnen werden und Bindemitteln aus Steinkohlenteer. Die Feststoffe werden vor dem Mischen in Vorbruchanlagen und Mühlen zu definierten und für die späteren Graphiteigenschaften entscheidenden Korngrößen aufbereitet. Durch die Prozeßparameter und Formgeometrie sowie die Wahl des Verfahrens zur Formgebung beim Fertigungsprozeß von Graphitelektroden werden die

wesentlichen Gefügestrukturen und physikalischen Eigenschaften der Erzeugnisse festgelegt, [KLE-83].

Nach der Formgebung folgt das **Carbonisieren** zu „grünen Elektroden“ (auch Grünbrand genannt), das typischerweise in Ringöfen ausgeführt wird. In diesem langwierigen (ca. 20 Tage) Herstellungsschritt werden Bindemittelbrücken zwischen den Kohlestoffteilchen durch Erwärmung ausgebildet. Das rasch entweichende Crackgas aus dem verkokenden Binderpech kann zur Rißbildung führen, die durch Temperaturbegrenzung von 250-500 ° vermieden werden kann, [FIS-90].

Den nächsten Schritt stellt das **Imprägnieren** dar. Wesentliche Graphiteigenschaften lassen sich in diesem Vorgang beeinflussen. Infolge der Prozedur, die mehrmals wiederholt wird, nimmt die Porösität der grünen Elektroden ab und die Dichte, Festigkeit sowie elektrische Leitfähigkeit zu. Zusätzlich hat dies einen positiven Effekt auf das Oxidationsverhalten der Graphitelektroden, [KRU-97].

Im nachfolgenden Arbeitsschritt ist es sehr wichtig, daß die Elektroden ausreichend erhitzt werden. In diesem Schritt, der sogenannten **Graphitierung**, werden Temperaturen zwischen 2700-3200 °C benötigt, um den Graphitierungsvorgang vollständig vollziehen zu können. Die Temperaturbehandlung in der Graphitierung löst einen Kristallisationsprozeß aus, in dem durch die Verschmelzung und Ausrichtung benachbarter Kristalle die Kristallgröße von ca. 3 auf 30 nm anwächst, [INC-76]. Die Umordnung der Struktur verursacht somit wesentliche Änderungen der physikalischen Eigenschaften. Der elektrische Widerstand der Elektroden nimmt deutlich ab. Die Verminderung von Elastizitätsmodul und Festigkeit ist eine weitere Auswirkung der Graphitierung auf die Elektrodeneigenschaften. Für die konventionelle und nur noch wenig verwendete Graphitierung nach Acheson werden die Elektroden querliegend in den Ofen eingebracht. Die überwiegend eingesetzte Methode nach Castner ermöglicht das senkrechte Anordnen der Elektroden.

Nach Durchführung der oben genannten Herstellungsschritte und Maßnahmen kann ein Endprodukt entstehen, das sich durch eine hohe Qualität hinsichtlich der Eignung beim Einsatz im Lichtbogenofen auszeichnet.

Ein weiterer, jedoch für die Qualität der Elektroden-Nippel-Verbindung maßgeblicher Verfahrensschritt, stellt die **Bearbeitung** der Funktionsoberflächen (Gewindeflanken und Elektrodenstirnflächen) dar. In der Stahlwerkspraxis kann es vorkommen, daß bei manueller Verschraubung die Elektroden sich unterschiedlich schwer verschrauben lassen. Eine ungenau bearbeitete Oberfläche kann dazu führen, daß der größte Teil der in die Verbindung durch das Aufbringen des äußeren Anzugsmoments eingeführten Energie in Reibung dissipiert wird. Die damit verbundene Abnahme der in Vorspannung umgesetzten Arbeit kann das selbsttätige Lösen der Verbindung begünstigen.

Da im späteren Einsatz die Elektrodenverbindung aus Nippeln und Elektroden zusammengesetzt wird, hängt die Beanspruchung und ihre Auswirkung nicht nur von den in oben angeführten Arbeitsschritten festgelegten physikalischen Werkstoffeigenschaften ab, sondern wird von allen Eigenschaften des tribologischen Gesamtsystems und von

der Einhaltung der Bearbeitungstoleranzen beeinflusst. Eine Bearbeitung unter Einhaltung enger Toleranzen ist für den Gebrauchswert der Verbindung notwendig.

Wegen der leichten Bindung zwischen den Schichtebenen des Graphitmaterials ist es auch bei hoher Maßgenauigkeit relativ leicht zu bearbeiten. Die hierbei erzeugte Oberflächenrauheit hängt auch von den Zerspanbedingungen und der Werkzeugform ab. Bei der Serienfertigung kommen überwiegend folgende Bearbeitungsverfahren zum Einsatz:

Nippelbearbeitung

Vor der tatsächlichen Gewindeerzeugung werden die Nippel und die Elektroden in eine konische Form vorgedreht. Der Nippel wird zentrisch in die Drehmaschine eingespannt und dreht sich um seine eigene Achse. Die Gewinde der beiden Kegel eines Nippels werden gleichzeitig mit zwei vorgefertigten sogenannten „Gewindeprofilleisten“ gestreht. Jede Leiste besitzt zwei Gewindegänge mehr als die tatsächliche Anzahl der zu bearbeitenden Gewindegänge. Die Strehler sind zur Nippelmittelachse um den Kegelswinkel geschwenkt und werden in Vorschubrichtung um zwei Gewindesteigungen verfahren. Der Materialabtrag erfolgt sukzessiv, d.h. die komplette Zahntiefe wird nach mehreren Schritten erreicht. Die Anzahl der benötigten Arbeitszyklen (Schritt 1 bis 4 in Bild 2–5) hängt von der Dimension der zu fertigenden Nippel ab.

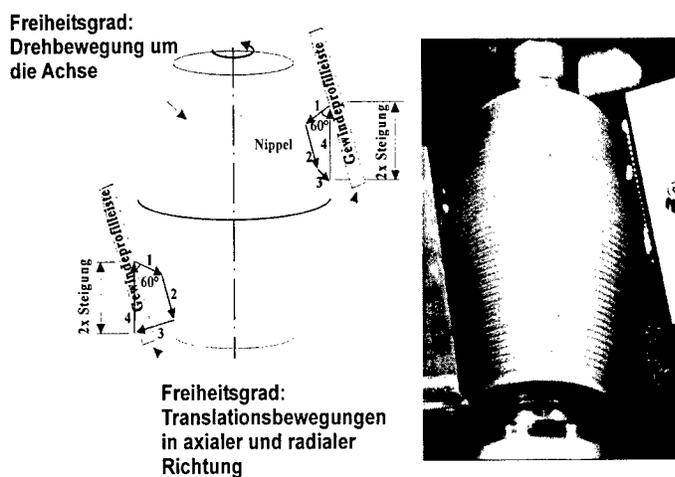


Bild 2–5: Prinzip der Gewindeerzeugung des Nippels (Quelle: [SGL-99])

Elektrodenbearbeitung

Bei den Elektroden müssen nach dem Schneiden des Gewindes noch zusätzlich die Elektrodenstirnflächen abgedreht werden, was den Bearbeitungsaufwand erhöht. Die

Schachtelinnengewinde werden mit einem um seine Achse rotierenden Werkzeug gefräst. Das Werkzeug besitzt in manchen Ausführungen zwei auf einem Grundkörper gegenüberliegend befestigte Gewindeprofileisten, Bild 2-6. Der zweite Verfahrensschritt ist die Bearbeitung der Elektrodenstirnflächen. Sie werden je nach Anforderung entweder planparallel oder konkav bearbeitet. Die sich somit ergebenden Hauptbearbeitungsverfahren sind Drehen und Fräsen oder Schleifen der Stirnflächen. Das Plan-drehwerkzeug hat in Vorschubrichtung vier Schneiden, die etwa um ein Viertel des zu bearbeitenden Querschnittes von einander entfernt sind. Die Folge dieser Anordnung ist eine Verkürzung des Vorschubweges. Im zweiten Verfahrensschritt werden die Elektrodenstirnflächen gefräst. Hierzu werden Werkzeuge eingesetzt, die einen größeren Durchmesser als die Elektrodenstirnfläche besitzen, wodurch die Stirnflächen während einer Umdrehung vollständig bearbeitet werden können. Die Werkzeugachse steht entweder senkrecht zur zu erzeugenden Stirnfläche (planparallele Ausführung) oder ist gegenüber der zu erzeugenden Stirnfläche geneigt. Durch den Sturz des Werkzeuges ergibt sich eine konkave Ringfläche.

Aus den oben kurz beschriebenen Bearbeitungsstufen läßt sich eine Vielzahl von qualitätsbeeinflussenden Parametern ableiten, die die Funktion der Elektroden-Nippel-Verbindung im Hochleistungsbetrieb des Lichtbogenofens entsprechend beeinflussen. Es kann das Auftreten von Brüchen der Verbindung aufgrund mangelnder Anpassung der geometrischen Designparameter sein. Abweichungen von den vorgeschriebenen Bearbeitungstoleranzen führen auch zu verschiedenen Verschraubungszuständen der Gewindeverbindung. Diese Abweichungen haben – vor allem in Kombination mit unterschiedlichen Oberflächengüten – einen Einfluß auf die Lage des Nippels relativ zur Schachtel, die wiederum die Kontaktverhältnisse in der Elektroden-Nippel-Verbindung mitbestimmt.

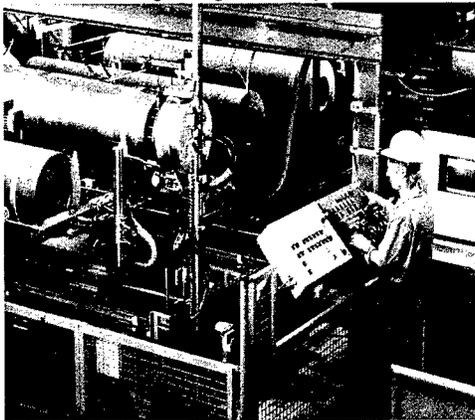
Bearbeitungsanlage von Graphitelektroden**Schneiden des Gewindes**

Bild 2-6: Schachtelbearbeitung (Quelle: [SGL-99])

3. Entwicklung eines dreidimensionalen FEM-Gewindemodells für großformatige Elektrodenverbindungen

Zur Unterstützung und Beschleunigung der Entwicklung gleichstrombetriebener Graphitelektrodenstränge, die im Lichtbogenofen eingesetzt werden, wurde ein „Finite-Elemente-Werkzeugkasten“ zur Beantwortung praxisbezogener Fragestellungen geschaffen. Eingebunden in den Werkzeugkasten sind alle physikalischen Effekte, welche die Eigenschaften des Elektrodenstranges beeinflussen. Die sich aufgrund der Erkenntnisse aus der Praxis und den experimentellen Untersuchungen sowie aus dem Produkt-Engineering ergebende Vorgehensweise nennt man FE-Prozesskette, deren Module allgemein in Bild 3-1 dargestellt sind.

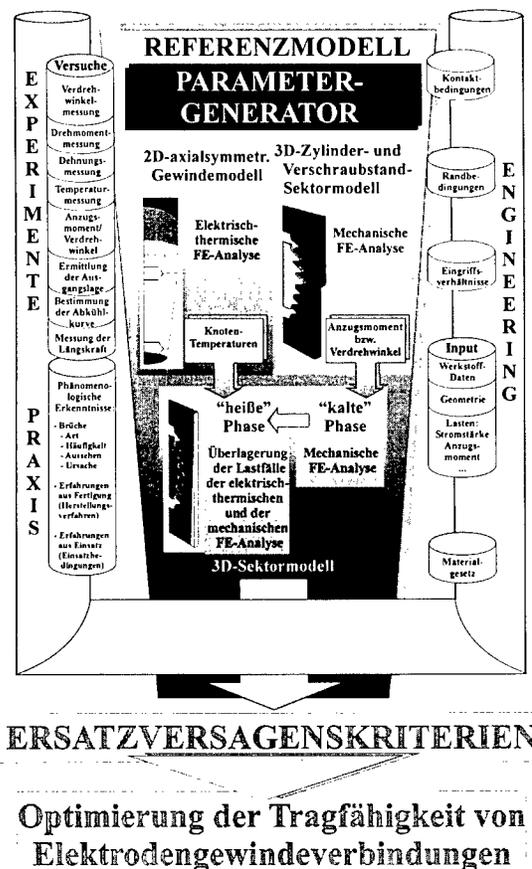


Bild 3-1: Prinzip des Gesamtablaufes zur Finite-Elemente-Analyse

Grundlage der Prozeßkette ist das 2D-axialsymmetrische Gewindemodell, das die elektrisch/thermischen Belastungen des Elektrodenstranges im Lichtbogenofen simuliert, [VOG-92]. Parallel dazu wird eine mechanische Analyse am 3D-Sektormodell durchgeführt, [KRU-97], wobei die Vorspannung des Elektrodenstranges aufgrund der Verschraubung nachgebildet wird. Eine Überlagerung und mehrmalige Iteration - zur Ermittlung der realen Eingriffsverhältnisse - der beiden obengenannten Lastfälle liefert schließlich die realen Lastverhältnisse des Elektrodenstranges im Lichtbogenofen unter Betriebsbedingungen. Mit Hilfe der in die parametrisierte Prozeßkette integrierten physikalischen Ersatzmodelle können verschiedene Variationen von werkstoff- und konstruktionstechnischen Parametern sowie der Randbedingungen (Anzugsmoment, Stromstärke, Temperaturlast im Lichtbogenofen, ...) berechnet und analysiert werden.

3.1 Stand der Entwicklung der FE-Modellbildung

Die Historie der FE-Prozeßkette geht über mehrere Zeitabschnitte, die wiederum in drei Entwicklungsphasen gegliedert werden können.

Die erste Phase wird mit der Arbeit von Vogt [VOG-92] abgedeckt. Er generierte ein parametrisiertes zweidimensionales FE-Modell eines kompletten Graphitelektrodenstranges für Untersuchungen beim Einsatz im Gleichstrom-Lichtbogenofen.

In der Simulation wurden physikalische Vorgänge im Elektrodenstrang und seiner Umgebung erfaßt. Dies geschah mittels temperaturabhängigen orthotropen Werkstoffkennwerten, Joulescher Wärme, dem thermischen Skin-Effekt und der Strahlung, die als Wärmeübertragung innerhalb der Gewindeverbindungen sowie als Wärmeaustausch zwischen der Elektrode und ihrer Umgebungsatmosphäre betrachtet wird. An der Elektrodenstrangspitze eines 600 mm-Graphitelektrodenstranges wurde eine Temperatur von 2100 °C bei einer Stromstärke von etwa 58 kA gemessen und im Modell verwendet. Die Einbindung der Nippel in die Elektroden und der Kontakt zwischen den Elektrodenstirnflächen erfolgte mittels Kopplungen. Bei der Untersuchung der Spannungen in der geometrisch vereinfachten Gewindeverbindung fand die Submodelltechnik Anwendung. Die Kopplungen wurden durch Gap-Elemente ersetzt. Die Elektroden-Nippel-Verbindung wurde mit der vom kompletten Elektrodenstrang übernommenen Temperatur und einem Anzugsmoment belastet. Die Simulation des Drehmoments wurde durch Vorgabe einer anfänglichen aus der Verschraubungskinematik abgeleiteten Durchdringung von Gap-Elementen an den sich berührenden Körpern ermöglicht. Die axiale Zugbelastung des Nippels konnte nicht abgebildet werden. Das Modell der Gewindeverbindung eignete sich jedoch für die Spannungsanalyse in den Elektroden-schachteln. Um ein genaueres Spannungsbild im Nippel zu ermitteln, baute Vogt ein detailliertes 2D-Gewindemodell, das die Geometrie von Nippel und Elektrode exakt beschreibt. Aufgrund begrenzter Rechenkapazitäten berechnete er nur eine winzige Gewindeverbindung eines Elektrodenstranges, der in der Praxis kaum eingesetzt wird. In seinen Berechnungen gelang es Vogt, im Nippel einen axialen Zug und an den Elektrodenstirnflächen einen axialen Druck zu simulieren. Die Untersuchungen am detaillierten Gewindemodell gaben aber keinen ausreichenden Aufschluß über die Güte der Lastaufbringung.

Kruppa [KRUP-97] hat in der zweiten Entwicklungsphase der FE-Prozesskette das von Vogt [VOG-92] aufgebaute zweidimensionale FE-Gesamtstrang-Modell weiterentwickelt, das drei Elektroden und zwei Nippel umfaßt. Im Gleichstrom-Lichtbogenofen ist das Temperaturfeld des einzelnen Graphitelektrodenstranges axialsymmetrisch. Um die physikalischen Vorgänge an einem gleichstrombetriebenen Elektrodenstrang beschreiben zu können, ohne zunächst den Einfluß des Drehmoments zu berücksichtigen, ist daher ein rotationssymmetrisches 2D-Modell hinreichend genau. Anhand des Rechenmodells ließ sich die globale Stromdichteverteilung, die Temperatur- und die thermisch bedingte Spannungsverteilung im Elektrodenstrang bestimmen. Die Verwendung einer rotationssymmetrischen 2D-Modellierung hatte gegenüber einem 3D-Modell den Vorteil der deutlich kürzeren Rechenzeiten. Eine vollständige dreidimensionale Generierung eines kompletten Elektrodenstranges unter Voraussetzung einer gleichen Diskretisierung ist aus Kapazitäts- und Rechenzeitgründen nicht sinnvoll. Für die Erfassung von mechanischen Spannungen, die aus dem Anzugsmoment resultieren, wurde allerdings ein 3D-Sektormodell des Elektrodenstranges mit der detailliert generierten unteren Elektroden-Nippel-Verbindung eingesetzt. Mit Hilfe des 3D-Modells für 500-mm-Elektroden erfolgte die Bestimmung der Gesamtbelastung, die sich aus der thermischen und mechanischen Last ergibt. Die Temperaturen aus dem axialsymmetrischen 2D-Modell des Elektrodenstranges wurden auf die 3D-Modellierung übertragen. Außerdem führte Kruppa eine ausführliche Literaturlauswertung durch, die sich auf numerische Simulationen eines Graphitelektrodenstranges in Lichtbogenöfen bezieht.

Der sich in der Stahlindustrie abzeichnende Trend zu Gleichstrom-Lichtbogenöfen und zum Ausbau der Produktionskapazitäten führt zwangsläufig zu größeren Dimensionen der Öfen und Elektroden. Deshalb ist inzwischen der Aufbau und die Optimierung von großformatigen Elektroden-Nippel-Verbindungen erforderlich geworden.

Die dritte Entwicklungsphase knüpft an die vorangegangenen Arbeiten von Vogt [VOG-92] und Kruppa [KRU-97] an und umfaßt alle mechanischen FE-Analysen bei Raumtemperatur an großformatigen Verbindungen, die in den nachfolgenden Ausführungen vorgestellt werden.

3.2 Modellaufbau unter technischen und wirtschaftlichen Überlegungen

Die Simulation des Verhaltens des Graphitelektrodenstranges durch die Finite-Elemente-Methode wird mit Hilfe eines „Referenzmodells“ durchgeführt. Bild 3-2 verdeutlicht einen Gewindeausschnitt des erstellten FE-Ersatzmodells.

Das Referenzmodell repräsentiert einen typischen Graphitelektrodenstrang beim Einsatz im Lichtbogenofen. Es dient als Bewertungsmaßstab für die Auswertung der Berechnungen neuartiger und weiterführender Fragestellungen, deren Parametersatz sich hinsichtlich einer oder mehrerer Modifikationen bezüglich werkstofftechnischer oder geometrischer Parameter (siehe Anhang) bzw. notwendiger Randbedingungen unterscheidet. Die Generierung des Gewindes des in zahlreichen Experimenten verifizierten Referenzmodells zeichnet sich durch folgende Eigenschaften aus:

- ◆ Generierung des realen Gewindeprofils
- ◆ Berücksichtigung der Gewindesteigung
- ◆ Definition wirklichkeitstreuere Kontaktverhältnisse an den Gewindeflanken und Elektrodenstirnflächen durch Anwendung von 3D-Kontaktelementen
- ◆ Realistische Lastaufbringung und Annipelung durch sorgfältige Festlegung von Randbedingungen
- ◆ Gute Auswertungsmöglichkeiten der Vorspannung und Momente durch die Definition von Reibungskoeffizienten an den Kontaktflächen

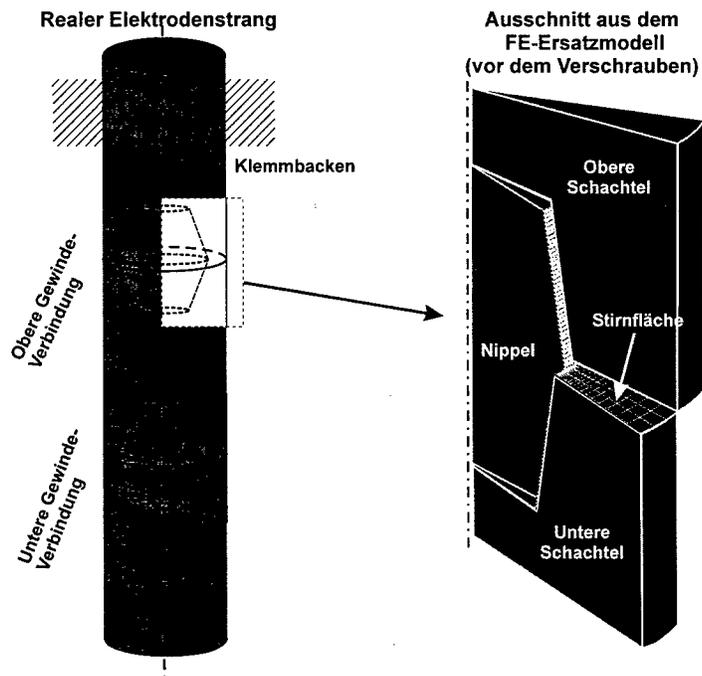


Bild 3-2: Teilausschnitt des erstellten Referenzmodells

Da die Festigkeit der Werkstoffe gewöhnlich bei einachsiger Beanspruchung ermittelt wird (z. B. Zugversuch), ist man gezwungen, bei den in der technischen Anwendung meist vorliegenden mehrachsigen bzw. zusammengesetzten Beanspruchungen (z. B. mehrachsige Zug- oder Druckspannungen, Biege- und Schubspannungen) die einzelnen Spannungsanteile zu einer Vergleichsspannung nach verschiedenen Festigkeitshypothesen zusammenzufassen. Für den Elektrodengraphit gibt es leider kein experimentell überprüftes Kriterium zur Beurteilung des mehrachsigen Spannungszustandes.

Die Weiterentwicklung der großformatigen Graphitelektrodenstränge für Elektrolichtbogenöfen, deren Herstellung und Vertrieb in den letzten Jahren eine weltweite Marktführerrolle erringen konnte, erhält dadurch größere Dringlichkeit. Ziele der Weiterentwicklung sind eine Verringerung der Bruchwahrscheinlichkeit sowie die Reduktion des Graphit- und des Energieverbrauchs. Durch den Einsatz eines konsistenten Rechenmodells ist dieses Ziel schneller erreichbar, da im kurzen Zeitraum Vielzahl von Parameterstudien durchgeführt werden können und weniger aufwendige Stahlwerksversuche erforderlich sind.

Der Aufbau des neuen Referenzmodells wird prinzipiell als Weiterentwicklung des in [KRU-97] beschriebenen 3D-Sektormodells betrachtet. Der „FE-Werkzeugkasten“ dient zur Abdeckung unterschiedlichster Aufgabenfelder. Dabei bilden nachfolgend aufgeführte Zielvorgaben die Eckpfeiler der FE-Analyse:

- ◆ Erklärungskomponente für die Diskussionen (Aufzeigen der Abhängigkeiten zwischen Designparameter und Zielvariablen – wie Spannung, Kontaktverhältnisse, ...)
- ◆ Erklärung von Versagensmechanismen und Vorkommnissen beim Einsatz von Elektrodensträngen im Stahlwerk
- ◆ Werkstoff- und konstruktionstechnische Optimierung der Elektrodenstränge
- ◆ Optimierung von Bearbeitungsverfahren für Elektroden und Nippel (Oberflächengüte, Definition von Toleranzfeldern, ...)
- ◆ Anwendungstechnische Kundenbetreuung- und -beratung durch schnelle Klärung bestimmter Versagensarten (Analysieren der Vorkommnisse in der Praxis sowie Findung von Ursachen und Abhilfen)

Das Auffinden einer „robusten Elektrodenverbindung“ führt von der Variantenberechnung über eine Sensitivitätsanalyse zur eigentlichen Optimierung. Bei der Variantenberechnung werden mehrere Varianten für jeweils nur einen geänderten Parameter berechnet und der Einfluß des untersuchten Parameters auf verschiedene Zielgrößen (max. Spitzenspannung, Längskraft, ...) ermittelt. Nach Durchführung der Variantenberechnungen für unterschiedliche Parameter folgt die Sensitivitätsanalyse. Hierbei werden nicht – wie in der Variantenberechnung – nur ein Parameter, sondern gleichzeitig mehrere Parameter geändert und deren Einfluß auf die Zielgrößen sowie untereinander untersucht. Als Ergebnis der Sensitivitätsanalyse erhält man eine „Ergebnismenge“ der untersuchten Parameter, aus der man die maßgeblichen Einflüsse auf eine „stabile“ Elektrodenverbindung ablesen kann.

3.3 Ganzheitliche modelltechnische Betrachtung des Einsatzzyklus eines Graphitelektrodenstranges

Zwei physikalische 3D-Ersatzmodelle, Bild 3-3, stehen zur Verfügung, um allen praxisbezogenen Belastungssituationen und Randbedingungen gerecht zu werden. Somit kann der Einfluß einer bestimmten Parameteränderung (z.B. planare Elektrodenstirnflächen) über den Einsatzzyklus einer Gewindeverbindung – wie Annipplung am Verschraubstand bei Raumtemperatur, Annipplung am Ofen - verfolgt und optimiert werden.

In den nächsten Kapiteln werden die in dieser Arbeit verwendeten FE-Ersatzmodelle und deren Einsatz in der Simulation und Optimierung von Elektrodensträngen bei unterschiedlichen Belastungssituationen vorgestellt.

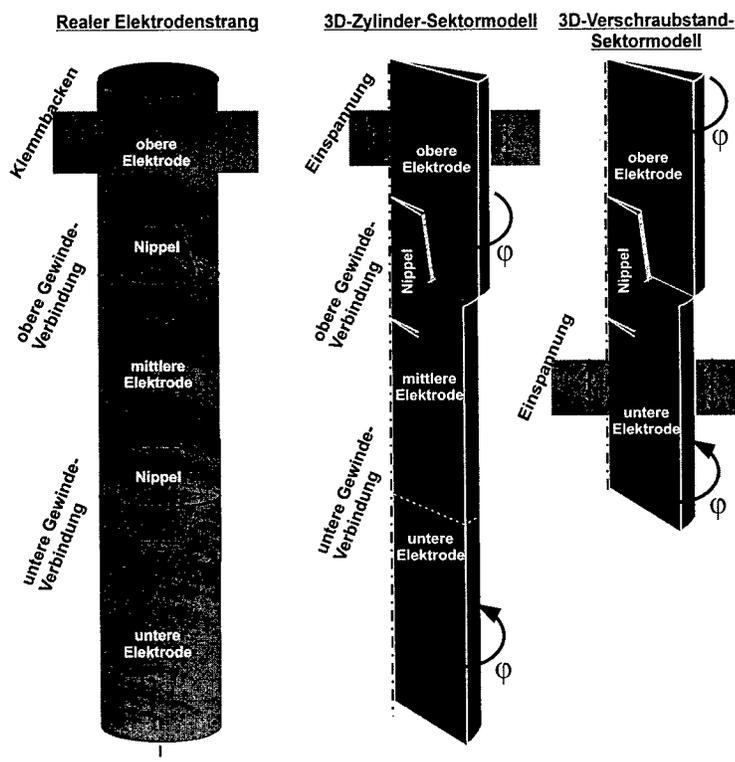


Bild 3-3: Verwendete physikalische FE-Ersatzmodelle vor dem Verschrauben

3.3.1 FE-Analysen am dreidimensionalen Verschraubstand-Sektormodell

Das 3D-Verschraubstand-Sektormodell dient als Werkzeug zum Abgleich der experimentell gesammelten Erfahrungen am Verschraubstand und zur Abbildung des Aufsetzens einer neuen Elektrode außerhalb des Lichtbogenofens (bei Raumtemperatur). Die durchgeführten Experimente – wie z.B. Untersuchung der Konkavität – können somit nachgebildet und simuliert werden. Der Vergleich zwischen Versuch und FE-Berechnung gibt Aufschluß darüber, wie die Modifikation eines Designparameters die Sicherheit gegen Lösen und Lockern der Elektrodenverbindung beeinflusst. Eine weitere Aufgabe dieses Modells ist die Übertragung der experimentell gewonnen Erkenntnisse, die zur Verifizierung des FE-Modells dienen.

Für das Verschrauben und Lösen der Elektroden-Nippel-Verbindungen wurde ein Versuchsstand eingesetzt, der in baugleicher Form in Stahlwerken zum Aufsetzen von neuen Elektroden verwendet wird. Die untere Elektrode wird in senkrechter Position eingespannt. Das erforderliche Anzugsmoment wird durch Drehen der oberen Elektrode aufgebracht.

Um die Versuchsbedingungen möglichst realitätsnah abzubilden, wurde dieses physikalische Ersatzmodell, bestehend aus zwei Elektroden und einem Nippel, aufgebaut. Im Modell wird die Einspannung der unteren Elektrode definiert, indem die Knotenverschiebungen an der Elektrodenoberfläche in axialer Richtung auf Null gesetzt werden.

3.3.2 FE-Analysen am dreidimensionalen Zylinder-Sektormodell

Aus den in der Praxis stammenden Beobachtungen und Erkenntnissen geht hervor, daß Versagenserscheinungen der großformatigen Elektroden-Nippel-Verbindung auch in der oberen und noch zylindrisch ausgebildeten Verbindung stattfinden. Es handelt sich hier um Lockerung bzw. Lösen der Verbindung, Entkoppelung an den Elektrodenstirnflächen und Schachtelbodenbrüche. Da die Temperatur der oberen Verbindung noch relativ niedrig ist, kann die FE-Simulation bei Raumtemperatur durchgeführt werden. Die weiterführende FE-Simulation am 3D-Zylinder-Sektormodell soll folgenden Untersuchungen dienen:

- ◆ Variation von geometrischen Größen wie Neigungswinkelunterschied, Konkavität innerhalb gegebenen Toleranzen
- ◆ Funktionsgerechte Werkstoffauswahl der mechanischen Eigenschaften des Graphitmaterials wie E-Modul und Reibungskoeffizient
- ◆ Sachgemäße Handhabung

Somit können die von der Standardausführung der Elektroden-Nippel-Verbindung abweichenden Variationen untersucht werden. Die Auswirkungen dieser Modifikationen auf die Belastbarkeit der Verbindung sollen nun analysiert werden. Dadurch werden die in der Praxis herrschenden Betriebsbedingungen in die FE-Analysen einfließen.

Das 3D-Zylinder-Sektormodell umfaßt drei Elektroden und einen Nippel. In der räumlichen Modellierung wurde die obere Elektroden-Nippel-Verbindung detailliert generiert. Von besonderem Interesse war die Bestimmung der Belastungssituation nach dem Anziehen der oberen Verschraubung nahe der Einspannung, Bild 3–3. Die Belastung in der unteren Gewindeverbindung hat lediglich einen lokalen Einfluß und besitzt auf die Spannungssituation in der oberen Verschraubung keine nennenswerte Auswirkung. Aus diesem Grund wurde auf die Generierung der unteren Gewindeverbindung verzichtet. Die statische Bestimmtheit des Elektrodenstranges wird durch die Simulation der Einspannung der oberen Elektrode im Klemmbacken des Elektrodenstrang-Tragarms realisiert. Die Simulation des Anzugsmoments erfolgt bei Raumtemperatur in der mechanischen Finite-Elemente-Analyse am 3D-Zylinder-Sektormodell durch gegenseitiges Verdrehen der oberen und unteren Elektrode um den Winkel φ .

3.4 Optimierung der Modelldiskretisierung

Die Genauigkeit und der Rechenaufwand von FE-Analysen werden wesentlich durch die Diskretisierung des zu berechnenden Bauteils beeinflusst, [FEL-81]. Im vorliegenden Fall sind aufgrund der Kerbwirkungen die maximalen Spannungen in den Gewindegründen zu erwarten. Deshalb wird im Gewindebereich generell feiner vernetzt als in den entfernten Zonen, Bild 3–4. Es wurden Volumenelemente vom Typ SOLID45 verwendet, die 3 Freiheitsgrade und trilineare Ansatzfunktionen für die Verschiebungen in alle drei Richtungen besitzen.

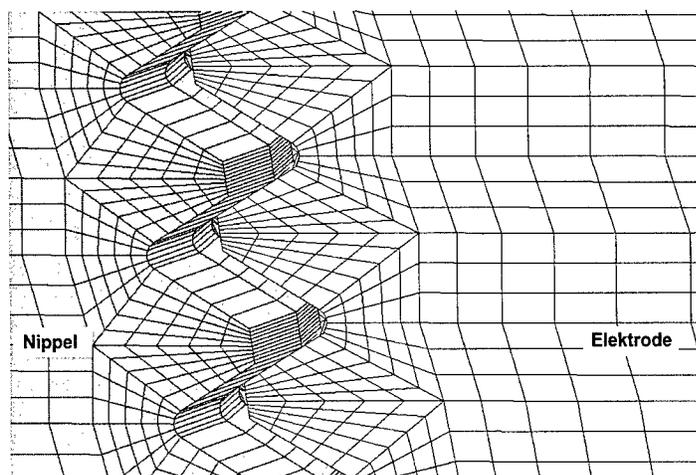


Bild 3–4: Ausschnitt aus der dreidimensionalen FE-Diskretisierung im Gewindebereich

Im allgemeinen können mit zunehmender Elementdichte genauere Rechenergebnisse erzielt werden. Die extreme Erhöhung der Diskretisierung kann gleichzeitig zu einem größeren numerischen Fehler führen, so daß die Summe der Fehler aus Diskretisierung und Numerik wieder ansteigt, [MÜL-97]. Um den gestellten Anforderungen an das FE-Modell gerecht zu werden, sind folgende Aspekte in Betracht zu ziehen:

- ◆ Die Idealisierung des wirklichen Systems (Geometrie, Material, Belastung) muß zutreffend gewählt werden
- ◆ Die Diskretisierung muß so gewählt werden, daß genügend Stützpunkte (Knoten) zur Approximation des Verlaufes vorhanden sind
- ◆ Hohe Rechenqualität durch genaue Rechenergebnisse muß garantiert sein
- ◆ Kleines Modell und schnelles Konvergieren führen zu kürzeren Rechenzeiten und somit zu wirtschaftlicher Simulation und Optimierung.

Um dieses Ziel zu erreichen, wurde der Verfeinerungsgrad des FE-Netztes der aufgebauten 3D-Ersatzmodelle so variiert, daß eine hohe Genauigkeit und geringe Rechenzeit erzielt werden können. Bild 3–5 zeigt die untersuchten Netzichten. Es wurde hier das Solid Modelling angewendet. Dabei wurden aus Keypoints Linien und Flächen definiert, die das 2D-Netz darstellen. Durch das Extrudieren des 2D-Netztes konnte das Volumenmodell erzeugt werden. Die Linienteilung wurde vorgegeben und die Vernetzung vom Netzgenerator automatisch übernommen.

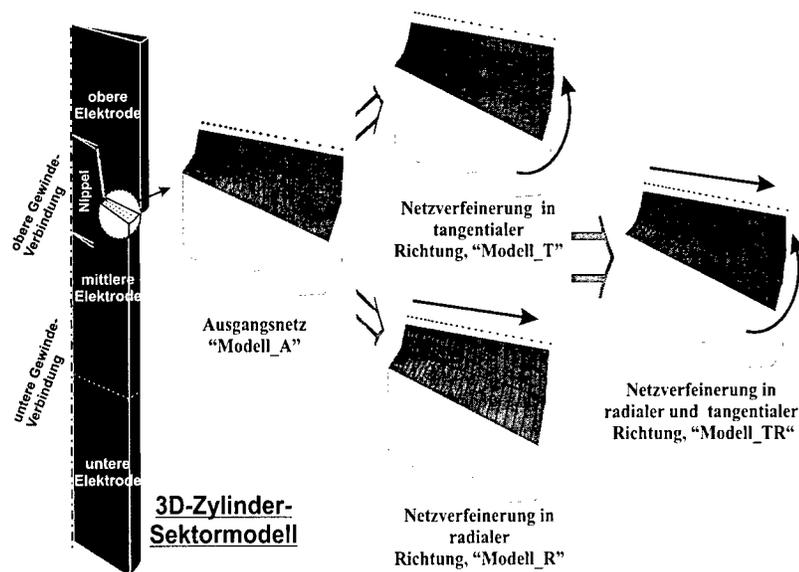


Bild 3–5: Optimierung der Netzverfeinerung

Um die Vernetzung nahe der Mittelachse hinreichend gut zu gestalten, wurde eine kleine zentrische Bohrung entlang der Mittelachse generiert. Somit wurde eine Verzerrung der in Richtung des Zentrums zusammenlaufenden vier Knotenelemente vermieden.

Ausgehend von einem groben Netz wurde das FE-Modell in Umfangsrichtung verfeinert, indem die Anzahl der Winkelinkremente (Schritte beim Extrudieren) auf drei erhöht wird. Danach wurde die Anzahl der Linienteilung in radialer Richtung verfeinert und somit erhöht sich die Anzahl der Elemente. Den höchsten Verfeinerungsgrad besitzt das Modell, in dem sowohl die Netzdichte in radialer als auch in tangentialer Richtung gesteigert wurde.

Um eine bessere Vergleichbarkeit der untersuchten Modelle zu gewährleisten, wurde der Sektorwinkel bei allen Rechenläufen konstant gehalten. Der Sektorwinkel entspricht gleichzeitig dem Verdrehwinkel, mit dem das empfohlene Anzugsmoment erreicht werden kann.

Die Auswertung der Rechenläufe am 3D-Sektormodell mit den unterschiedlichen Netzdichten hat ergeben, daß der starke Einfluß der Netzverfeinerung auf die Spannungen und Rechenzeiten hauptsächlich auf die Erhöhung der Anzahl der Winkelinkremente zurückzuführen ist, Tabelle 3–1. Ausgehend vom Initialnetz beeinflusst die Änderung der Netzdichte in radialer Richtung die Ergebnisse nur geringfügig.

	Modell_A	Modell_R	Modell_T	Modell_TR
Elementzahl [-]	88 684	113 384	147 462	186222
Rechenzeit (Pre + Solu + Post) [h]	23	30	41	69
Max. Zugspannung [N/mm²]	18	17.9	17.8	17.7
Max. Druckspannung [N/mm²]	-6.2	-6.2	-6.1	-6.0
Erreichtes Anzugsmoment [Nm]	5955	5953	6192	6188
Vorspannkraft [kN]	114	114	100	99.3

Tabelle 3–1: Auswertung zur Variation der Netzdichte

Im Hinblick auf die angestrebte Rechengenauigkeit und die kurzen Rechenzeiten wurde nach diesem ersten Check das Modell_T mit Netzverfeinerung in Umfangsrichtung gewählt. Daher wurden alle in dieser Arbeit repräsentierten FE-Analysen mit dieser FE-Diskretisierung durchgeführt.

3.5 Implementierung der Werkstoffkennwerte des Graphitmaterials in das FE-Modell

Neben Carbon bleibt Graphit der einzige Werkstoff, der bei der Herstellung von hochbelastbaren Elektroden verwendet wird, [MOL-55]. Das beruht auf seiner großen Widerstandsfähigkeit gegen die im Lichtbogenofen herrschenden Temperaturen, hohen chemischen Beständigkeit, guten elektrischen und thermischen Leitfähigkeit, Unempfindlichkeit gegenüber Temperaturwechsel und seinem niedrigen Preis.

Die Güte eines Werkstoffgesetzes hängt von der Vollständigkeit der analytischen Beschreibung des untersuchten Materials ab, weshalb die Berechnung von nichtlinearen Elementsteifigkeitsmatrizen die Kenntnis einer vom Verschiebungszustand abhängigen nichtlinearen Werkstoffmatrix erfordert, [NAS-92]. Ebenso muß die nichtlineare thermische Auswirkung ermittelt werden.

Graphit wird aus festen Körpern (Nadelkokse) und flüssigem Pech hergestellt, daher kann er keine homogenen (isotropen) mechanischen Eigenschaften aufweisen wie z.B. Metalle, die in flüssigem Zustand hergestellt werden. Einige der mechanischen Eigenschaften von Graphit, die für die Erstellung eines Werkstoffgesetzes von Bedeutung sind, lassen sich mittels rein empirischer Untersuchungen und Beobachtungen ermitteln. Da Graphit aber einem nichtlinearen, dennoch elastischen, das heißt hyperelastischen Werkstoffgesetz unterliegt, sind die statischen und dynamischen E-Moduli nicht gleich. Die Aufnahme einer Spannungs-Dehnungskurve zur Bestimmung des statischen E-Moduls erfordert bei hohen Temperaturen erheblichen Aufwand. Deshalb weist DIN 51915 den dynamischen E-Modul als geeignete physikalische Größe zur Ermittlung des elastischen Verhaltens aus. Die Spannungs-Dehnungs-Kurve für zyklische Be- und Entlastung zeigt nach Überschreiten der maximalen Temperaturgrenze von ca. 2000 °C eine Hysterese. Das bedeutet, daß Graphit geringfügige plastische Verformungen erfährt.

Graphit weist aufgrund seines anisotropen kristallinen Aufbaus und der verwendeten Formgebungsverfahren wie z.B. Strangpressen immer eine bestimmte Textur und Vorzugsrichtung auf, so daß sich unterschiedliche Eigenschaftswerte parallel und senkrecht zum Korn bzw. zur Pressrichtung ergeben. Bei Elektrodengraphit sind die stäbchenförmigen Körner im wesentlichen parallel zur Elektrodenlängsachse ausgerichtet. Die Hauptrichtungen sind somit längs und quer zur Elektrodenachse definiert. Dadurch ist ein anisotropes Materialverhalten des Graphits begründet.

Aufgrund des Fehlens eines ausgereiften Werkstoffgesetzes für Graphitmaterial, das sowohl ein anisotropes und nichtlineares als auch temperaturabhängiges Verhalten beschreibt, wird in Anlehnung an die experimentell ermittelten statischen Elastizitätsmoduli (siehe unten) eine Spannungs-Dehnungs-Abhängigkeit verwendet, die eine FE-Analyse zur Spannungsberechnung auf Grundlage eines linear-elastischen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens ermöglicht. Die Anisotropie und Temperaturabhängigkeit des Graphitmaterials werden berücksichtigt. Für alle im Rahmen dieser Arbeit durchge-

fürte FE-Analysen steht ein Werkstoffdatensatz zur Verfügung, der experimentell bei Raumtemperatur ermittelt wurde.

3.6 Ermittlung der statischen E-Moduli

Im Rahmen dieser Arbeit wurden hauptsächlich FE-Analysen und experimentelle Untersuchungen bei Raumtemperatur durchgeführt. Zur Erstellung der exakten Spannungs-Dehnungsabhängigkeit vom Graphit wurden zahlreiche Zugversuche zur Messung der statischen E-Moduli durchgeführt. Die Spannungs-Dehnungs-Kurven wurden an hantelförmigen Probekörpern nach DIN 51914 bestimmt. Da die Messung mit Hilfe von DMS realisiert wurde, war es sehr wichtig darauf zu achten, daß die Länge der applizierten DMS auf keinen Fall die Länge der Gefügeelemente (Nadelkokse) unterschreiten darf. Anderenfalls wird nicht mehr die Elastizität des Verbundkörpers gemessen, was dem Verhalten des Graphitmaterials entspricht.

Da das Graphitmaterial - wie bereits angesprochen - ein anisotropes Verhalten aufweist, mußten die E-Moduli des Nippels und der Elektroden in beiden Vorzugsrichtungen bestimmt werden. Um den Einfluß der herstellungsbedingten Schwankungen der Materialeigenschaften so gering wie möglich zu halten und somit eine gute Korrelation zwischen Versuch, FE-Modell und Realität zu gewährleisten, wurden die Probekörper aus den gleichen Strängen entnommen, aus denen später die Nippel und Elektroden für die Durchführung der experimentellen Untersuchungen an Graphitelektrodenverbindungen (siehe Kapitel 4) hergestellt wurden. Zur Unterstützung der Durchführung der Zugversuche wurde hierzu ein FE-Modell aufgebaut, das eine modifizierte Form des Probekörpers nach DIN 51914 darstellt, Bild 3–6.

In diesem Probemodell floß der Werkstoffdatensatz ein, der im 3D-Sektormodell implementiert wurde. Mit Hilfe dieses Modells wurde der Spannungsverlauf an den vorgesehenen Meßstellen berechnet und somit konnte das Applizieren der DMS genauer beurteilt werden. Ferner diente der Vergleich zwischen den gemessenen und berechneten Spannungen bzw. Dehnungen zur Überprüfung und Abgleichung des implementierten statischen E-Moduls des Graphitmaterials.

Die Ergebnisse der Zugversuche weisen darauf hin, daß die Spannungs-Dehnungs-Abhängigkeiten zu Beginn der Messung sehr schwer zu erfassen sind. Der für die Ermittlung des Tangenten-E-Moduls im Nullpunkt wichtige Kurvenbereich konnte somit nur ungefähr abgeschätzt werden.

Der auf diese Weise abgeleitete Tangenten-E-Modul ging in die FE-Simulation des Zugversuches als Startwert ein. Wie angesprochen, lieferten die Zugversuche einen nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Zusammenhang, der mit den FE-Ergebnissen verglichen wurde.

Die mechanisch (aus dem Anzugsmoment) beanspruchte Verbindung erfährt bei Raumtemperatur relativ niedrigere Verformungen als bei Betriebstemperatur. Deshalb können die hier ausgewerteten FE-Ergebnisse zur Diskussion des Belastungszustandes

der Verbindung in guter Übereinstimmung mit der realen Belastung herangezogen werden.

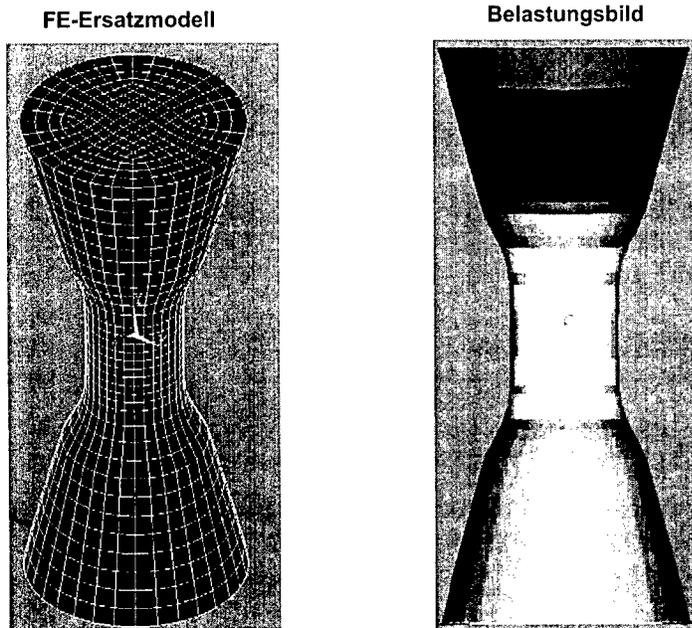


Bild 3–6: Probekörper zur Bestimmung der Spannungs-Dehnungs-Kurve vom Graphitmaterial

Bei den FE-Analysen wurden die Probekörper mit der gleichen maximalen Kraft F_{MAX} belastet, mit der beim Zugversuch die Bruchgrenze erreicht wurde.

Auf Grundlage des linearen Werkstoffgesetzes werden grundsätzlich bei den FE-Analysen etwas höhere Spannungen und niedrigere Dehnungen als die tatsächlichen ermittelt. Um den steilen Verlauf der im FE-Modell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurve abzuflachen und somit den realen Verlauf anzunähern, wurde der zuvor implementierte Tangenten-E-Modul in weiterführenden FE-Rechnungen „korrigiert“. Aus den beispielhaft im Bild 3–7 gezeigten Verläufen wird deutlich, wie die Abnahme des E-Moduls die Spannungen bzw. Dehnungen beeinflusst. Die Definition des sog. Sekanten-E-Moduls in die FE-Analyse führt somit – vor allem bei hohen Belastungen – zu niedrigeren Spannungen und zu höheren Dehnungen, die trotz des linearen Ansatzes eine realitätsnähere Beschreibung der Gewindeverbindung ermöglichen.

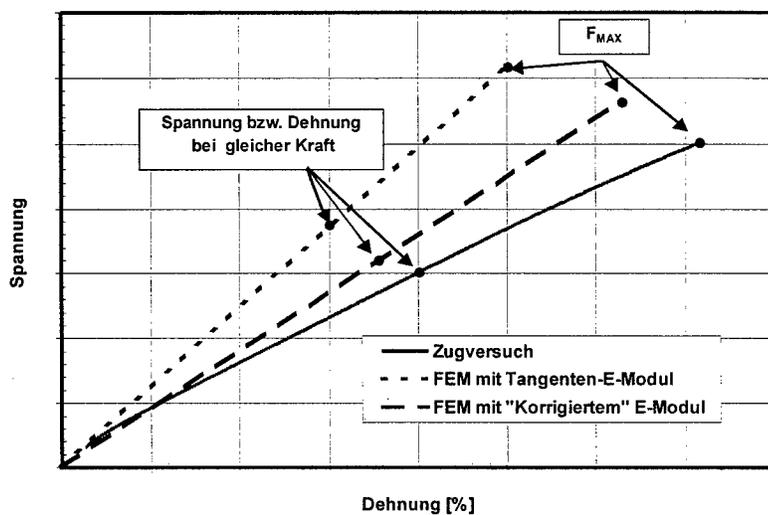


Bild 3-7: Gegenüberstellung der im Zugversuch und im FE-Modell ermittelten Spannungs-Dehnungs-Kurve

3.7 Formulierung von Kontakt und Reibung mit Kontaktelementen

Ein nichtlineares Kontaktproblem liegt vor, wenn zwei Körper nur zu irgendeinem Zeitpunkt eine gemeinsame Kontaktfläche besitzen, [MAI-93]. Die Kontaktpartner bewegen und deformieren sich gemäß den Gesetzen der Kontinuumsmechanik. Ferner kann auf der Kontaktfläche Reibung auftreten, die durch die Zustände Haften und Gleiten eine weitere Nichtlinearität darstellt, [CAD-95].

Eine gegenseitige Durchdringung der Kontaktflächen muß zu jedem Zeitpunkt ausgeschlossen werden. Von diesem Gesetz lassen sich die einzelnen Kontaktbedingungen ableiten. Die Idee der Kontaktgenerierung ist, die Verletzung der Kontaktbedingung zu bestrafen, da ja nach dem Minimum der potentiellen Energie gesucht wird, und sie auf diese Weise klein zu halten, [CAD-95].

Das in dieser Arbeit verwendete FE-Paket „ANSYS“ bietet die Möglichkeit, 3D-Kontaktelemente zu benutzen, die bei der Modellierung eine große Relativbewegung erlauben. Da die beiden Elektroden gegeneinander verdreht werden müssen, um das vorgegebene Anzugsmoment zu erreichen, ist die Benutzung der 3D-Kontaktelemente „CONTACT49“ sehr geeignet. Bei diesem Elementtyp werden zwei Methoden zur Bestimmung der Erweiterungsterme eingesetzt. Zunächst wird die Kontaktkraft aus dem Penalty-Anteil berechnet und dann iterativ um Beiträge aus dem Lagrange-Verfahren erhöht, bis die gewünschte Genauigkeit erreicht ist, [ANS-94].

Die Rechenzeit für die FE-Simulation wird entscheidend von der Anzahl der benötigten Lösungsiterationen beeinflusst. Das Primärziel der numerischen Simulation – neben der genauen Berechnung – ist die Verbesserung des Konvergenzverhaltens und somit die Reduzierung der Rechenzeit. Durch eine richtige Definition der Kontaktsteifigkeit der verwendeten Kontaktelemente ist es möglich, die Stabilität der Iteration zu steigern. Denn eine zu kleine Kontaktsteifigkeit führt zu großer Eindringung, so daß der Zweck der Kontaktbedingung nicht erfüllt wird, [ANS-98]. Wählt man sie zu groß, so kann eine sehr große Kraft erreicht werden, die den Kontaktknoten so weit herausdrückt, daß die Kontaktelemente sich wieder öffnen.

[KRU-97] hat in seiner Arbeit die Steifigkeit der Kontaktelemente für die Materialien der 500 mm-Elektroden-Verbindungen mit der Anwendung der in [ANS-94] empfohlenen Formel

$$KN = f E h \quad (3:1)$$

- E - Elastizitätsmodul der gepaarten Körper
- f - Kompatibilitätsfaktor (0.01 – 100)
- h - charakteristische Kontaktlänge
- KN - Kontaktsteifigkeit in Normalrichtung

ermittelt. Da in der vorliegenden Arbeit andere Werkstoffdatensätze und andere Modellgrößen verwendet werden, mußte die Kontaktsteifigkeiten berechnet und optimiert werden.

3.8 Lastaufbringung

Das zur Simulation des Verschraubvorganges benötigte äußere Anzugsmoment wird durch die Aufbringung von Umfangsverschiebungen an den oberen und unteren Elektrodenstirnflächen verwirklicht, Bild 3–8. Die vordere Kante des oberen Elektrodensegments und die hintere Kante des unteren Elektrodensegments befinden sich vor dem Verschrauben gerade in Berührung. Durch Festhalten des Nippeläquators in Umfangsrichtung und der Elektrode in axialer Richtung wird für die erforderliche statische Bestimmtheit des Gesamtsystems gesorgt. Die Freiheitsgrade der Knoten der vorderen und hinteren Schnittebene des Sektors, die auf dem gleichen Radius und der gleichen Höhe liegen, werden paarweise gekoppelt. Durch die Kopplungen werden mögliche Verwindungen des Sektormodells vermieden. Eine Tordierung der Struktur bleibt somit möglich.

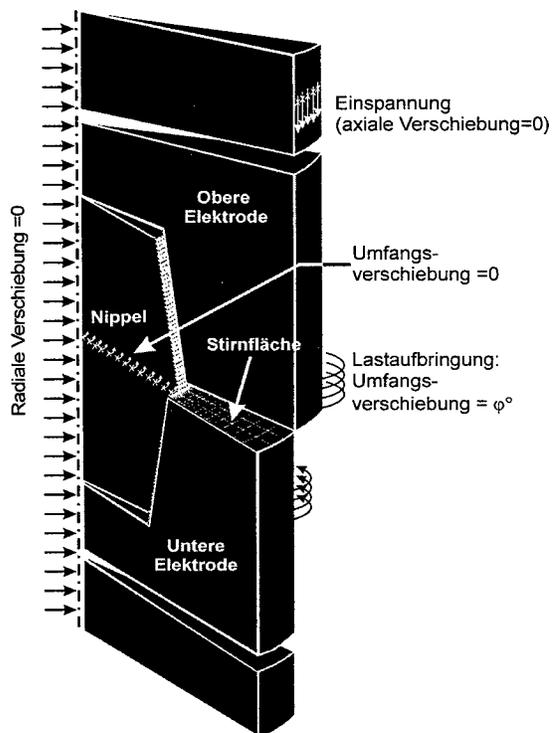


Bild 3-8: Randbedingungen am 3D-Sektormodell zur Herstellung der statischen Bestimmtheit

Die Übereinstimmung der recht komplexen Modelle, Programme und Makros mit der Wirklichkeit kann allerdings nur die im nächsten Kapitel behandelte experimentelle Verifizierung nachweisen.

Sofern und soweit die experimentelle Verifizierung der FE-Resultate, die im nächsten Kapitel behandelt wird, gelingt, ist die Voraussetzung einer wirklichkeitstreuen Simulation des Belastungsverhaltens der Elektroden-Nippel-Verbindung geschaffen.

4. Experimentelle Untersuchungen an großformatigen Graphitelektrodensträngen

Ein großer Teil dieser Arbeit befaßt sich mit der Optimierung von großformatigen doppelkonischen Gewindeverbindungen, die aus Graphit hergestellt sind. Die FEM-Analyse wird zu diesem Zweck als kraftvolles Werkzeug des modernen Engineering eingesetzt. Es werden die kritisch beanspruchten Regionen im Gewinde lokalisiert und die dort herrschenden Dehnungen bzw. Spannungen berechnet, die für die Entstehung von Versagenserscheinungen wie Lockerung, Selbstlösen oder sogar Bruch der Gewindeverbindung verantwortlich sind. Ferner wird die FE-Methode eingesetzt, um zu beurteilen, ob die Spannungskonzentration sich durch geometrische, materialtechnische oder arbeitstechnische Modifikation abbauen läßt. Außerdem sollen die Wechselwirkungen von verbindungsspezifischen (Material, Geometrie,...) und betrieblichen (Handhabung, Temperatur, Schwingungen,...) Parametern untersucht werden.

Zum Nachweis der tatsächlichen Anwendbarkeit der entwickelten FE-Modelle wurden verschiedene experimentelle Untersuchungen durchgeführt. Die Versuchsergebnisse dienten nicht nur zum Verifizieren der verwendeten Rechenmodelle, sondern es konnte so auch eine umfassende Einsicht in das Verbindungsverhalten bei unterschiedlichen Randbedingungen gewonnen werden.

4.1 Stand der experimentellen Untersuchungen

Zur Verifizierung der stationären thermischen Belastungsberechnung des 600 mm Elektrodenstranges mittels des 2D-FE-Modells wurde erstmals eine experimentelle Messung der Temperatur an einem großen Lichtbogenofen unter Betriebsbedingungen realisiert. Vogt [VOG-92] konzipierte eine Meßapparatur, die die Messung der Temperatur mittels eines Strahlungs-pyrometers berührungslos ermöglichte. Der in einem rotierenden mit Wasser gekühlten Schutzrohr fixierte Pyrometer wurde auf einer Lafette in die Ofenatmosphäre gefahren. Dabei endete das Schutzrohr dicht vor der Elektrodenoberfläche. Über die Optik des Pyrometers wurde dort der gewünschte Meßpunkt anvisiert. Gleichzeitig wurden die Lage des Meßortes und der Meßwert des Pyrometers aufgezeichnet.

Für die Bestimmung eines genauen Spannungsbildes in einer 500 mm Elektroden-Nippelverbindung ist die experimentelle Überprüfung der theoretisch ermittelten Ausgangslage wichtig. Um den axialen Abstand zwischen der Elektrodenstirnfläche und der Nippeläquatorebene bestimmen zu können, erfolgte eine Messung der Distanz mit Hilfe einer Meßuhr, [MOH-96]. Aufgrund der unterschiedlichen Neigungswinkel des Nippels und der Elektroden wird der Nippel soweit in die Elektrode eingeschraubt, bis ein Formschluß erreicht ist. Die direkt an der Meßuhr abgelesene Größe gab dabei den axialen Abstand zwischen der Elektrodenstirnfläche und der Nippeläquatorebene wieder. In [MOH-96] wurde außerdem ein weiterer Test zur Ermittlung der in Kontakt stehenden Gewindeflanken beim Erreichen des Formschlusses durchgeführt. Es wurde eine dünne Touchierfarbe benutzt, die auf die Gewindeflanken vor dem Verschrauben auf-

getragen wurde. Nach dem Lösen der Verbindung wurden die Abtragungsspuren der Touchierfarbe untersucht. Das Tragbild lieferte eine Bestätigung des angenommenen Formschlusses und der Anzahl der tragenden Gewindeflanken.

Kruppa [KRU-97] untersuchte experimentell die Beziehung zwischen dem aufgebrachten Drehmoment und dem Verdrehwinkel. Während des Verschraubungsvorgangs erfolgte die Messung der axialen und tangentialen Dehnungen mit Hilfe der DMS-Technik, die in speziell zu diesem Zweck gefrästen Nuten an den Verbindungselementen appliziert wurden. Die Verschraubungsexperimente wurden an 500 mm Elektroden-Nippel-Verbindungen durchgeführt. Die Erfassung der Dehnungen erfolgte im Gewindebereich des Nippels und der Elektrodenschachtel. Mittels der aufgeklebten Dehnungsmeßstreifen wurde die axiale und tangentiale Ausweitung gemessen. Die gemessenen Größen wurden mit den am dreidimensionalen Verschraubungsmodell bestimmten Dehnungen verglichen.

4.2 Versuchsaufbau und Versuchsdurchführung

Die Messungen der Temperatur am Elektrodenstrang und der Dehnungen in einer Verschraubung bildeten die Basis zur Verifizierung der FE-Untersuchungen und Ableitung der Randbedingungen für die FE-Simulation des Elektrodenstranges. Die Anforderungen an eine hohe Zuverlässigkeit der Computersimulation sind um so höher, als

1. eine höhere Aussagekraft der FE-Ergebnisse aufgrund genauerer Berechnungen und
2. eine höhere Wirtschaftlichkeit durch schnelles und effizientes Berechnen

erwartet werden. Um diesen und dem Markttrend in Richtung großer Elektrodendimensionen gerecht zu werden, muß eine exakte realitätsgetreue Abbildung der Graphitverbindungen garantiert sein. Aufgrund der unterschiedlichen Randbedingungen, Geometrie- und Materialeigenschaften bzw. deren Einfluß auf die Eingriffsverhältnisse der in der Vergangenheit untersuchten und in Zukunft zu untersuchenden Elektrodenverbindungen ist hierzu das Abgleichen der FE-Berechnungen an großformatigen Elektrodensträngen mittels experimenteller Untersuchungen erforderlich. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden Meßvorrichtungen aufgebaut, mit denen es erstmals gelang, die in großformatigen Elektroden-Nippelverbindungen resultierenden Gesamtbelastungen (Längsdehnung, Längskraft und Torsion) zu messen.

Ein Verschraubstand wurde zum Verschrauben und Lösen der großformatigen Elektrodenverbindungen eingesetzt, wie er in baugleicher Form in Stahlwerken zum Annippeln neuer Elektroden verwendet wird, Bild 4-1. Dieser Verschraubstand besitzt ein hydraulisches Zwei-Backen-Spannsystem, mit dessen Hilfe die untere Elektrode eingespannt werden kann. Die obere Elektrode wird mit dem Kran über die bereits eingespannte Elektrode gefahren und anschließend aufgesetzt. Das Anzugsmoment wird in die Verbindung durch das Drehen der oberen Elektrode eingeleitet. Dazu dient eine Manschette, welche die obere Elektrode umfaßt. Damit die Manschette die obere Elektrode sicher mitnimmt, verengt sie sich mit Fortschreiten des Verschraubens. Die Kraft zum Ver-

schrauben wird am Verschraubstand mit einem Hydraulikzylinder aufgebracht. Die Steuerung der Einheit erlaubt die Begrenzung des maximalen Druckes beim Anziehen. Zur Messung der Reaktionskräfte zwischen Hydraulikzylinder und Hebelarm der Manschette wurde ein Dynamometer eingesetzt, [ROH-98]. Mit diesem wird die Druckkraft des einfahrenden Hydraulikzylinders gemessen. Die Winkelanstellung des Hebels während des Verschraubens wird bei der Auswertung der Meßsignale mit einer zu diesem Zweck programmierten Routine berücksichtigt und korrigiert.

Zur Wegmessung (Rotation der oberen Elektrode) wurde ein Lineargeber verwendet, der einen Verfahrweg von ca. 620 mm hat. Das Anzugsmoment konnte durch Bildung des Produkts aus der gemessenen Zylinderkraft und dem korrigierten Hebelarm berechnet werden.

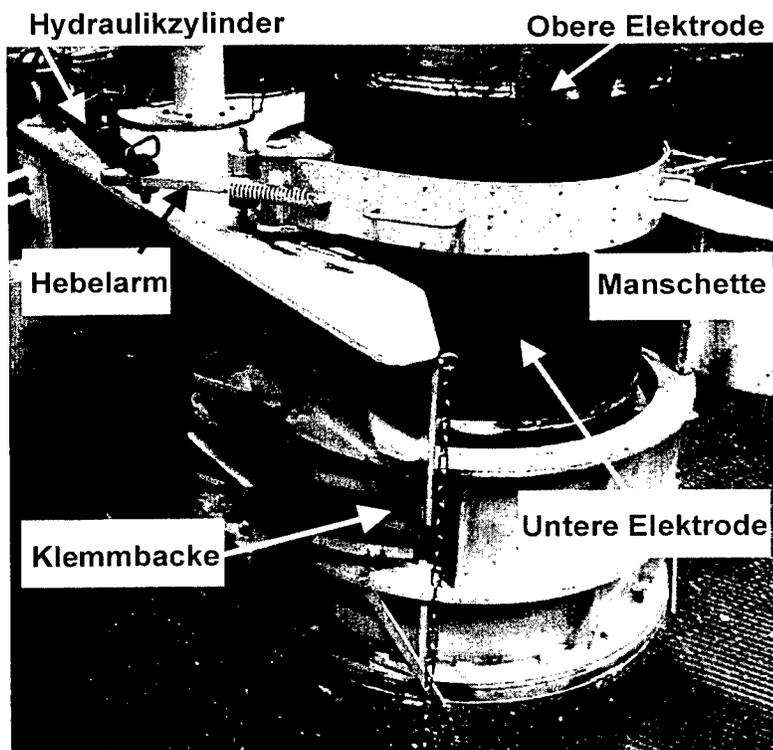


Bild 4-1: Zur Aufbringung des Anzugsmoments verwendeter Verschraubstand (Quelle: [SGL-99])

Alle Versuche wurden bei Raumtemperatur am hierzu konzipierten Verschraubstand vorgenommen.

Als erstes wurde die speziell zu den Messungen bearbeitete untere Elektrode eingespannt. Nach dem Einbringen der Signalgeber (Längskraft bzw. Längsdehnung des Nippels) in den Nippel wurde er in die bereits eingespannte untere Elektrode bis zum spürbaren Widerstand eingeschraubt. In dieser Lage stellt sich am letzten Gewindegang des Nippels ein Formschluß ein. Danach wurden alle Kabel an den Meßgeräten angeschlossen. Die obere Elektrode wurde mit dem Kran von oben hinzugeführt und auf den aus der unteren Elektrode herausragenden Nippel aufgeschraubt. Mit Hilfe der Schelle wurde die obere Elektrode manuell vormontiert, bis der Stirnflächenspalt sich zu schließen begann. Um die obere Elektrode so absenken zu können, daß das Gewinde nicht durch hohe Anpresskraft beschädigt wird, wurde eine Ausgleichswaage am Kran verwendet. Anschließend wurden die Meßgeräte auf Null gesetzt. Um die gleiche Ausgangslage bei allen Messungen zu garantieren, wurde die Verbindung jedesmal mit der gleichen Längskraft, die man über die Signalgeber ermittelte, vorgespannt. Es war bei der Durchführung aller Versuche sehr wichtig darauf zu achten, daß die Verbindung mit Druckluft gesäubert wurde. Mit Hilfe der Manschette, die um die obere Elektrode gelegt wird, wurde das Anzugsmoment aufgebracht. Während des Anziehens wurden die Kraft des Zylinders mit dem Dynamometer, der Verfahrensweg mit dem Wegmeßsystem und die Längskraft bzw. Dehnung gemessen. Zum Öffnen der Verbindung mußte lediglich die Manschette „über Kopf“ gedreht werden. Beim Lösen wurden wiederum die oben angesprochenen Meßgrößen aufgezeichnet. Um die Anschlußkabel der benutzten Signalgeber nach außen zu führen, wurde die untere bereits verkürzte Elektrode an ihre Mittelachse mit einer Längsbohrung versehen.

Da sich die Reibungsverhältnisse während der ersten Verschraubung durch den Abrieb verändert haben, war es aufschlußreich, den oben beschriebenen Zyklus nochmals zu wiederholen, um auf diese Weise zusätzliche Informationen über den Reibungseinfluß zu gewinnen.

Nachfolgend wird auf die einzelnen durchgeführten Versuche am Verschraubstand detailliert eingegangen.

4.2.1 Messung der Längsdehnung des Nippels

Die übliche Meßmethode zur Beurteilung des Verformungsverhaltens einer metrischen Schraube ist die Messung der Längsdehnung an ihrer Mittelachse. Daraus läßt sich die Spannungs-Dehnungs-Abhängigkeit ableiten, die zur Auslegung und Optimierung der Dauerhaltbarkeit der Verbindung dient. Dies setzt natürlich voraus, daß die Schraube über den ganzen Durchmesser ein konstantes Belastungsprofil aufweist.

In der vorliegenden Arbeit werden Graphit-Schraubenverbindungen untersucht, die aufgrund ihrer konisch ausgebildeten Form – wie die Voruntersuchungen ergaben – kein gleichmäßiges Belastungsprofil zulassen, mehr dazu in Kapitel 5. Dies führt zu einer radial abhängigen axialen Längenänderung des Nippels. Die ersten durchgeführten FE-Analysen lieferten den gleichen Sachverhalt, der in diesem Versuch verifiziert werden soll.

Zur Messung der über den Radius veränderlichen Längsdehnung des Nippels wurden mit DMS beklebte Zugstangen verwendet, die an ihren Enden mit Muttern befestigt waren. Für die Bearbeitung des Nippels wurden lediglich drei axiale Bohrungen mit dem gleichen Durchmesser über den Radius des Nippels verteilt angebracht. Es wurde davon ausgegangen, daß die Längsdehnungen des Nippels axialsymmetrisch verlaufen. Deshalb war es nicht wichtig, wo die Stangen in Umfangsrichtung positioniert wurden.

Die Auswertung der Meßergebnisse wurde in vier Abschnitte unterteilt. Nachdem der Anziehvorgang (Abschnitt I) mit dem Stillstand der oberen Elektrode beendet war, wurde das Anzugsmoment für wenige Sekunden auf dem zu letzt erreichten Niveau gehalten. Die Messung der Längsdehnungen ging dabei weiter. Um die Verbindung lösen zu können, mußte die Messung gestoppt und die Manschette geöffnet und umgedreht werden. Während der Umrüstarbeiten (Abschnitt II) konnte keine Messung vorgenommen werden. Anschließend begann der Lösevorgang der Verbindung (Abschnitt III und IV).

4.2.2 Messung der Nippellängskraft

Aufgrund der radial abhängigen Längsdehnung des Nippels und der Tatsache, daß der Nippel eine konische Form und somit einen über die Achse veränderlichen Querschnitt besitzt, kann die in der Verbindung resultierende Vorspannkraft über die Spannungs-Dehnungs-Abhängigkeit nur unzulänglich ermittelt werden. Durch die Berechnungen am FE-Modell kann aufgrund des anisotropen und nichtlinearen Werkstoffverhaltens, der großen Streuung des Reibungskoeffizienten und der komplexen Geometrie der Graphitverbindungen nur ein sehr unsicherer Zusammenhang zwischen Längskraft und Anzugsmoment berechnet werden. Deshalb ist die Durchführung von experimentellen Untersuchungen zur direkten Bestimmung der Abhängigkeit vom Anzugsmoment und der Längskraft notwendig.

Zu diesem Zweck wurde ein speziell angefertigter Kraftaufnehmer eingesetzt, mit dessen Hilfe die Längskraft des Nippels gemessen wurde. Es handelt sich hier um einen Stahl-Zugstab, der an seinen Enden mit Gewinden für die spätere Fixierung versehen war. Die applizierte DMS-Vollbrückenschaltung ermöglichte die Aufnahme von Längsdehnungen des Nippels. Der Zugstab wurde in einer Zugprüfmaschine mit bekannter Dehnungs-Kraft-Abhängigkeit kalibriert. Dabei wurde der Zugstab in 10 %-Stufen seiner Nennlast mehrmals auf Zug belastet. Die Zugwerte konnten somit bei jeder Laststufe abgelesen und mit der Anzeige der Zugstabauswerteelektronik verglichen werden. Der Zugstab wurde in die zentral angeordnete Bohrung eingeführt und mittels zweier Muttern an den Nippelstirnflächen befestigt.

Um die ganze Längskraft in den Zugstab einleiten zu können, wurde der Nippel an seinem Äquator halbiert. Der für den Versuch zu fertigende Nippel sollte die gleichen Toleranzen und Maße wie ein normaler aufweisen. Da durch den Sägeschnitt bzw. das Durchbohren des Nippels die Geometrie bzw. die vorgegebenen Bearbeitungstoleranzen nicht eingehalten werden konnten, war es für die Durchführung des Versuchs notwendig, speziell angefertigte Nippel zu verwenden.

Die oben beschriebene Vorrichtung mußte zusätzlich folgende Anforderungen erfüllen:

- ◆ Die benutzten Graphitteile durften ihre vorgegebenen Bearbeitungstoleranzen durch die herstellungsbedingten Geometriemodifikationen nicht verlieren.
- ◆ Die ursprüngliche Verformbarkeit des Nippels durfte durch die Anwendung des Zugstabes nicht beeinflusst werden. Deshalb wurde auf die Dimensionierung des Zugstabes und Bohrung besonderes Augenmerk gelegt.
- ◆ Damit die beiden Nippelhälften sich während der Belastung nicht öffneten bzw. aufgrund des Setzens in den Anschlußstellen die Toleranzen und Maße sich nicht änderten, mußte der Zugstab vor Beginn der Messung sorgfältig angezogen werden.
- ◆ Durch die Anwendung von großen Beilageplatten wurde die Kraft über die ganze Nippelstirnfläche eingeleitet. Somit wurde die radialabhängige Längsdehnung des Nippels ausgeglichen.

Die Durchführung des Versuches entspricht der in Abschnitt 4.2.1 beschriebenen Vorgehensweise.

Die Längskraft nimmt mit der Erhöhung des Anzugsmoments zu und erreicht ihr Maximum am Ende des Anziehvorganges. Kurz vor Beginn des Lösens erreicht die Vorspannkraft ihr Minimum und steigt bei Ansetzen des Lösevorganges an. Der neu erreichte Betrag bleibt unter dem Niveau, das beim Anziehen erreicht wurde.

4.2.3 Messung des Längskraftabfalls

Um darzustellen, wie die Längskraft über eine lange Zeitspanne abfällt, wurde ein ergänzender Versuch durchgeführt. Die Durchführung der Messung des Längskraftabfalls war im Grunde genommen dieselbe wie in Kapitel 4.2.2. Nach Wegnahme des äußeren Anzugsmoments wurde die Längskraft und die Zeit in kurzen Abständen abgefragt und für die Auswertung ausgegeben. Als Interpretation der Kraft-Zeit-Kurve kann zusammenfassend festgestellt werden:

- ◆ Die Längskraft nimmt am stärksten unmittelbar nach Wegnahme des äußeren Anzugsmoments ab
- ◆ Mit fortschreitender Dauer verringert sich der prozentuale Vorspannkraftabfall
- ◆ Nach ca. 90 Minuten fällt die Längskraft nur noch sehr geringfügig weiter ab.

4.2.4 Messung der Umfangsdehnung des Nippels

Um die gesamte Umfangsdehnung des Nippels, die aufgrund der Torsionsbeanspruchung hervorgerufen wird, erfassen zu können, wurde die Tatsache ausgenutzt, daß die Mittelachse des Nippels torsionsfrei ist. Entlang der Mittelachse wurde der Nippel mit einer zentrischen Bohrung versehen. Zur Aufnahme der Torsion wurde ein mit DMS präparierter Stab eingesetzt. Die Torsionsbelastung eines Stabes führt zu einem zweiachsigen Spannungszustand. Die Hauptnormalspannungen sind zu der Mittelachse um $\pm 45^\circ$ geneigt. Die Normalspannungen verursachen Umfangsdehnungen, die mit Hilfe von X-Rosetten gemessen werden können.

Zur Messung der maximalen Torsionsbeanspruchung des Nippels, die an seiner Manteloberfläche erreicht wird, wurden zwei Drehplatten – eine je Seite – verwendet. Dadurch

wurde die Umfangsdrehung des Nippels auf die Drehplatten übertragen, die eine Rotation des Torsionsstabes um seine eigene Mittelachse auslösten.

Bei der Durchführung des Versuches war es wichtig darauf zu achten, daß eventuelle Fehlerquellen auf ein Minimum vermindert wurden. Durch die Verwendung und korrektes Applizieren von Vollbrückenanordnungen konnten Normal- bzw. Biegedehnungen kompensiert werden. Der Einfluß der lokalen Verformung des Gewindes aufgrund der Aufbringung des Anspannmoments konnte durch die Wahl der Befestigung der Drehplatten in hinreichender Entfernung zum Gewinde eliminiert werden. Da die erwarteten Messsignale relativ niedrig sind, mußte der Torsionsstab in Bewegungsrichtung durch Vortordieren spielfrei befestigt werden.

Weil der Radius des Torsionsstabes viel kleiner als der des Nippels ist, muß der gemessene Wert wie folgt umgerechnet werden:

$$\vartheta_{\tau} = \frac{S_{\tau,S}}{r_S} = \frac{S_{\tau,N}}{r_N} \quad (4:1)$$

- $S_{\tau,S}$ - Umfangsdehnung des Torsionsstabes
- $S_{\tau,N}$ - Umfangsdehnung des Nippels an seiner Stirnfläche
- ϑ_{τ} - Verdrehungswinkel des Nippels an seiner Stirnfläche
- r_S - Radius des Torsionsstabes
- r_N - Radius des Nippels an seiner Stirnfläche

Durch Umformen der Gleichung (4:1) kann die beim Verschrauben bzw. Lösen der Verbindung erreichte Umfangsdehnung des Nippels errechnet werden:

$$S_{\tau,N} = \frac{r_N}{r_S} S_{\tau,S} \quad (4:2)$$

Aus dem Meßverlauf geht hervor, daß der Nippel beim Anziehen in positiver Richtung tordiert wird. Während des Verweilens nimmt die Torsion erheblich ab. Die verbleibende Torsion nimmt erstmals beim Lösen der Verbindung ab und anschließend wird der Nippel in negativer Richtung tordiert. Die Torsion wird dann am Ende des Lösevorganges voll abgebaut.

4.3 Parameteradaption von Meßergebnissen an das FE-Ersatzmodell

Mit den oben vorgestellten experimentellen Untersuchungen sollen nun die bisherigen numerischen Ergebnisse unter realen Bedingungen abgesichert werden. Zu diesem Zweck wird das in Kapitel 4 entwickelte 3D-Verschraubstand-Sektormodell, das eine

typische Elektroden-Nippel-Verbindung mit den Standarddatensätzen beschreibt, möglichst genau angeglichen.

Für die Durchführung der FE-Analysen wurden sowohl Geometrie- als auch Materialparameter implementiert, die in zwei Dateien zusammengefaßt sind. Diese bilden die in der Praxis üblicherweise verwendeten Datensätze. Aus den durchgeführten experimentellen Untersuchungen am 3D-Verschraubstand-Sektormodell konnten nicht nur die Längskraft und Dehnungen erfaßt werden, sondern auch die Korrelation zwischen dem Verdrehwinkel, Reibungskoeffizienten und dem Anzugsmoment. Dieser Zusammenhang beeinflusst die gesamten Eingriffsverhältnisse in der Verbindung entscheidend. Der Sektorwinkel des Modells und die Höhe der Belastung werden durch die Festlegung des Eingangsdesignparameters „Verdrehwinkel“ vorgegeben. Der Ablauf der versuchsmäßigen Verifizierung des FE-Modells kann Bild 4-2 entnommen werden. Der Vergleich wurde nach Abschluß des Anziehvorgangs vorgenommen.

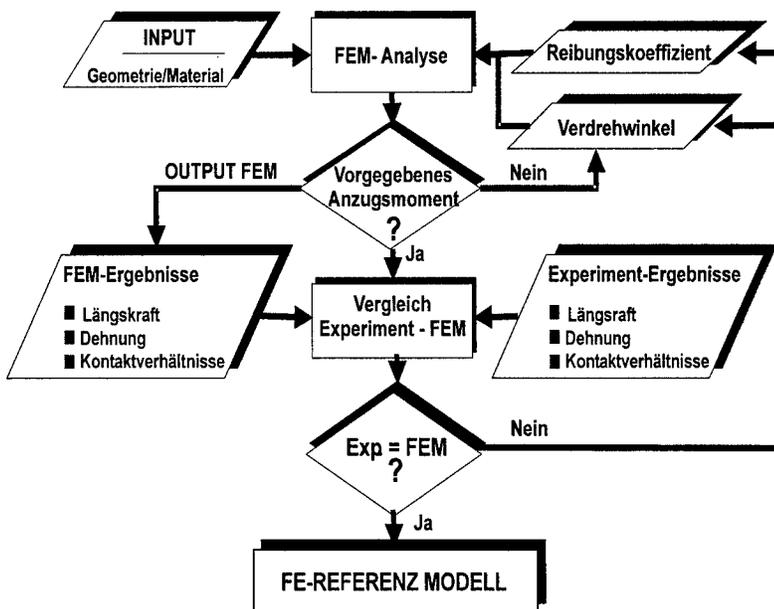


Bild 4-2: Systematik des experimentellen Verifizierens des FE-Ersatzmodells

Das primäre Ziel der Verifikation liegt darin, den Meßergebnissen einen Reibungskoeffizienten zuzuordnen, mit dem sowohl Längskraft als auch Längs- und Umfangsdehnung des Nippels reproduziert werden können. Ein Startwert des Verdrehwinkels und des Reibungskoeffizienten wird vordefiniert. Der Verdrehwinkel wird dann – bei

Konstanthalten des Reibungskoeffizienten - so oft neu definiert, bis das betrachtete Anzugsmoment erreicht ist. Danach werden die Versuchsergebnisse der Vorspannkraft und der Längs- bzw. Umfangsdehnung des Nippels mit den FE-Ergebnissen verglichen. Liegt keine Übereinstimmung vor, so muß der Reibungskoeffizient – bei Konstanthalten des Verdrehwinkels - neu definiert werden. Dieser iterative Prozeß wird solange durchgeführt, bis schließlich sowohl das betrachtete Anzugsmoment als auch die gemessenen Werte wiedergegeben werden.

Dann kann das Referenzmodell hinsichtlich der realen Einflüsse erweitert werden. In den folgenden Abschnitten wird der Vergleich zwischen den im Versuch gemessenen und im FE-Modell berechneten Ergebnissen präsentiert.

4.3.1 Längsdehnung des Nippels

Durch diese Versuchsreihe sollte die Abhängigkeit der gesamten Längsdehnung des Nippels vom aufgebrauchten Anzugsmoment sowie vom Radius des Nippels bestimmt werden. Das mittels des FE-Modells ermittelte Dehnungsprofil des Nippels wurde durch die Addition der Verschiebungen der beiden unteren und oberen Nippelstirnflächen gebildet. Die Gegenüberstellung der experimentell und rechnerisch ermittelten Dehnungen weist eine sehr gute Übereinstimmung aus. Der über dem Radius veränderliche Verlauf der Längsdehnungen kann durch die eingangs beschriebene radiusabhängige Längung des Nippels infolge der konischen Form erklärt werden.

4.3.2 Nippellängskraft

Um einen grundsätzlichen Fehler im FE-Modell auszuschließen und die Qualität der Berechnungen zu prüfen, wurde eine Fehleranalyse durchgeführt. Beim Verschrauben einer Gewindeverbindung entsteht in den Elektrodenschachteln im Bereich der Stirnflächen axialer Druck. Der Nippel dagegen steht unter axialem Zug. Es gilt, daß die lokalen Kräftegleichgewichtsbedingungen am Nippel bzw. an den Elektrodenschachteln erfüllt sein müssen. Die Gleichgewichtsbedingungen werden am FE-Segmentmodell erstellt und auf das sich über 360° erstreckende Modell umgerechnet. Aus den Berechnungen erhält man die Beträge der mit den Kontaktelementen berechneten Kontaktkräfte, die normal zu den Gewindeflanken des Nippels stehen. Die Axialkomponenten dieser Kräfte werden im ersten Schritt für eine Nippelhälfte aufsummiert und mit der Kraft an der Elektrodenstirnfläche verglichen, Bild 4-3. Unter Berücksichtigung der Eigengewichtskraft F_{GS} des Stranges muß folgender Zusammenhang gelten:

$$\sum_{0^{\circ}}^{360^{\circ}} F_{\text{Elektrode, Gewinde}} = \sum_{0^{\circ}}^{360^{\circ}} F_{\text{Elektrode, Stirnfläche}} + F_{GS} \quad (4:3)$$

Die Auswertung ergab eine maximale Abweichung von unter 2 %. Dieses Ergebnis kann angesichts der hohen Komplexität der Geometrie, der Randbedingungen und der Werkstoffeigenschaften des Graphits als zufriedenstellend betrachtet werden.

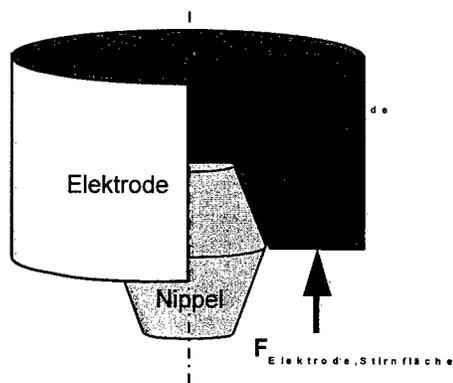


Bild 4-3: Gleichgewichtsbedingung in der Gewindeverbindung

Der Vergleich mit der experimentell gemessenen Längskraft kann Bild 4-4 entnommen werden. Es wurden drei Messungen durchgeführt, die deutlich machen, daß die Lösung auf Basis der numerischen Simulation eine sehr gute und wirklichkeitstreuere Nachbildung der untersuchten doppelkonischen Gewindeverbindungen ermöglicht.

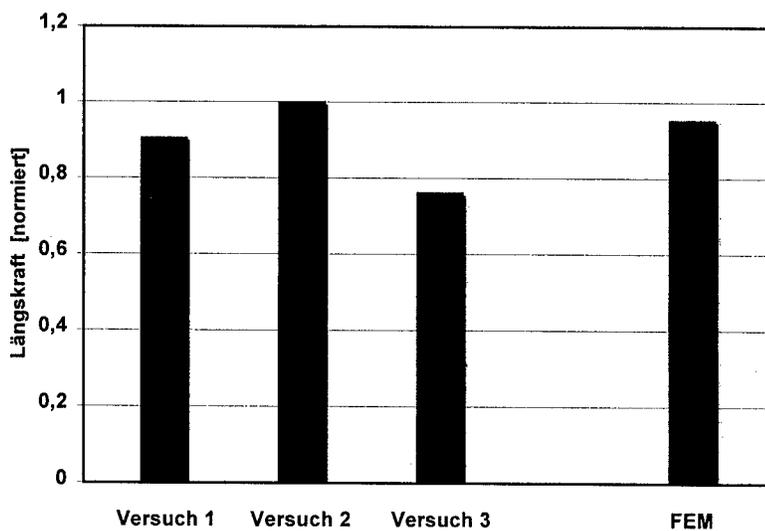


Bild 4-4: Vergleich der mittels FEM berechneten und der experimentell gemessenen Längskraft des Nippels

4.3.3 Umfangsdehnung des Nippels

Durch den Reibschluß an den gepaarten Gewindeflanken des Nippels und der Schachteln wird ein Reibungsmoment übertragen, das zu einer Tordierung des Nippels in Umfangsrichtung führt. Wie in Kapitel 4.2.4 erwähnt, wurde die Umfangsdehnung des Nippels an seiner Stirnfläche in einem definierten Abstand zur Mittelachse gemessen. Um eine Gegenüberstellung der im Modell und im Versuch ermittelten Umfangsdehnungen realisieren zu können, mußten die Dehnungen an den gleichen Stellen wie im Versuch ausgewertet werden. Der in Bild 4–5 dargestellte Vergleich bestätigt die gute Übereinstimmung der berechneten und der gemessenen Umfangsdehnungen des Nippels.

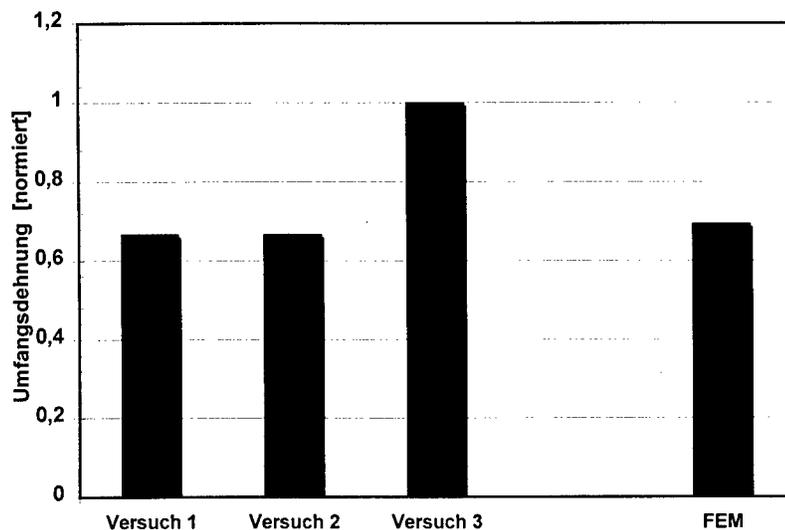


Bild 4–5: Vergleich der mittels FEM berechneten und der experimentell gemessenen Umfangsdehnung des Nippels

4.3.4 Eingriffsverhältnisse

Aufgrund der unterschiedlichen Neigungswinkel und Flankendurchmesser von Nippel und von Elektrodenschachteln kann der Nippel bis zu einer bestimmten Tiefe in die Schachtel eingeschraubt werden. Dieser Sachverhalt führt dazu, daß nur die Gewindegänge in Berührung kommen, die sich unmittelbar in der Nähe der Nippelstirnflächen befinden. Bei den Versuchen wurde die obere Elektrode vollständig gelöst, um damit das Tragbild der Gewindeflanken nach der Verschraubung qualitativ zu beurteilen. Anhand einer Sichtkontrolle der Kontaktpuren an den Flanken ergab sich zusätzlich eine

weitere Möglichkeit, die im Modell berechnete Anzahl der tragenden Gewindegänge zu prüfen.

Aus den Versuchen und praxisbezogenen Beobachtungen geht hervor, daß die numerische Simulation der im Versuch verwendeten Verbindungen ein mit den Experimenten nahezu identisches Kontaktverhältnis an den sich berührenden Gewindeflanken ergab.

4.4 **Schlußfolgerung**

Trotz der komplizierten Geometrie und der Annahme eines linearen Spannungs-Dehnungs-Verhaltens, die dem Modellaufbau zugrunde gelegt wurden, zeigt der Vergleich angesichts der beschriebenen Rechengenauigkeit, der optimierten Modellgröße und somit der Rechenzeiten eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Theorie und Praxis.

Aus den experimentell gemessenen Primärgrößen (Längskraft, Dehnungen, Verdrehwinkel und Anzugsmoment) ließen sich weitere Sekundärgrößen (wie Anzahl tragender Gewindegänge, Abhängigkeit der Anzugsmoment-Längskraft, eingeführte Arbeit, etc.) ableiten, die eine entscheidende Vergleichsmöglichkeit für die FE-Resultate bieten. Die Vielzahl der hier zum Verifizieren des FE-Modells einbezogenen Primär- und Sekundärgrößen ermöglichte die Ableitung eines praxisnahen mittleren Reibungskoeffizienten, der mit den experimentellen Befunden aus Reibversuchen an „Element“-Prüfständen in guter Übereinstimmung liegt. Mit diesem Abgleich wurde somit ein solider „FE-Werkzeugkasten“ entwickelt, der verschiedene Parameterstudien (mehr dazu in Kapitel 6) zuläßt:

- ◆ Konstruktionstechnische Parameter-Untersuchungen
- ◆ Werkstofftechnische Untersuchungen
- ◆ Randbedingungen durch den Betrieb im Lichtbogenofen

Nach den bisherigen im FE-Modell verankerten Ergebnissen wird davon ausgegangen, daß die entwickelten FE-Modelle zur Simulation des Verschraubungsverhaltens der Gewindeverbindung mit hoher Genauigkeit angewendet werden können.

5. Theoretische Betrachtung unter Berücksichtigung numerischer und experimenteller Untersuchungen

Wichtigste Zielsetzung der vorliegenden Untersuchungen an doppelkonischen Graphitelektroden-Verbindungen ist zu ergründen, bei welcher Kombination von Parametern die Minimierung oder sogar Vermeidung der Bruch- bzw. Lockerungsgefahr der Elektroden-Nippel-Verbindung erreicht werden kann. Daraus lassen sich folgende Subziele formulieren:

- ◆ Steigerung der Vorspannkraft bzw. der axialen Druckspannung um einen möglichst großen Kontaktanteil der Elektrodenstirnfläche zu erzielen
- ◆ Minimierung der Spitzenspannungen in den bruchgefährdeten Gewindebereichen

Diese Anforderungen sind teilweise widersprüchlich und erzwingen Kompromisse im Design, [KLE-95], wodurch sich der Gesamtverbrauch sowie Häufigkeit und Schwere von Betriebsstörungen minimieren lassen. Inwieweit derartige Anforderungen trotz des widersprüchlichen Charakters erfüllt werden können, wird in folgenden Ausführungen diskutiert.

Die bekannten Lösungsverfahren zur Schraubenberechnung und -auslegung basieren auf drei Voraussetzungen, die einzeln oder kombiniert zur Anwendung kommen, [ROE-80]:

1. Erstellung von Ersatzmodellen und Herleiten der gesuchten Verformungsgrößen
2. Experimentelle Ermittlung der Verformungsgrößen und einer mathematischen Funktion
3. Einsatz der Finite-Elemente-Methode, um die gefundenen analytischen Lösungsfunktionen zu überprüfen.

Während der Wissensstand zur Berechnung von zylindrischen Stahlgewindeverbindungen als hinreichend genau charakterisiert werden kann (mit Ausnahme der Nachgiebigkeit der Platten, [LOR-98]), wurde ein Berechnungsverfahren für doppelkonische Gewindeverbindungen aus Graphit noch nicht entwickelt. Die Richtlinie nach VDI 2230 [VDI-98] befaßt sich ausschließlich mit zylindrischen Schraubenverbindungen. Auch in der einschlägigen Literatur findet man zumeist neue Ansätze von Berechnungsverfahren, die auf der Beschreibung von Standardverbindungen beruhen.

Für den aufwendigen Aufbau eines geeigneten mathematischen Rechenmodells zur Berechnung von doppelkonischen Graphitgewindeverbindungen sind folgende Gründe ausschlaggebend:

- ◆ Unterschiedliche Neigungswinkeldifferenz
- ◆ Nichtlineares Spannungs-Dehnungs-Verhalten
- ◆ Anisotropes Graphitmaterial
- ◆ Unzureichende Formulierung des Materialgesetzes
- ◆ Streuung der Reibung an den Graphitkontaktflächen

◆ Druckabhängiger Reibwert

Derartige konstruktions- und werkstofftechnische Besonderheiten führen je nach Belastung zu folgenden Effekten:

- ◆ Veränderliche Kontaktverhältnisse an den Gewindeflanken und an den Elektrodenstirnflächen
- ◆ Unterschiedliche Krafterleitung
- ◆ Abhängigkeit des Nippel- bzw. Schachtelkerndurchmessers von der Höhe
- ◆ Unterschiedliche Reibungskoeffizienten im Gewinde und an den Elektrodenstirnflächen

Das nichtlineare Verhalten des Graphitmaterials stellt für die Definition der Werkstoffeigenschaften in der Modellgenerierung eine entscheidende Komplikation dar. Das gilt sowohl für die numerischen als auch für die analytischen Betrachtungsweisen, vor allem aber bezugnehmend auf die Berechnung von Schraubenverbindungen mit den bekannten Methoden. Erst die Kombination von Resultaten des im Versuch verifizierten FE-Modells, analytischen Ansätzen und experimentell ermittelten Erkenntnissen sowie phänomenologischen Betrachtungen gewähren eine vergleichbare und korrekte realitätsnahe Beschreibung und Abbildung der doppelkonischen Gewindeverbindung.

Für einen analytischen Ansatz zur Lösung des vorliegenden Problems wird zunächst angenommen, daß der Werkstoff homogen und isotrop ist und linear-elastisches Verhalten zeigt. Ferner wird vorausgesetzt, daß ein rotationssymmetrischer Spannungszustand herrscht, die Verzerrungen infinitesimal klein bleiben und Volumenkräfte nicht vorhanden sind.

5.1.1 Ausgangszustand der unverspannten Gewindeverbindung

Der Nippel als Verbindungselement von Graphitelektroden besitzt einen sehr großen Einfluß auf die Kontaktstellen und somit auch auf das Gesamtsystem des Elektrodenstranges. Die Optimierung der Kontaktrelationen am Gewinde und an den Elektrodenstirnflächen setzt den Einsatz leistungsfähiger Berechnungsverfahren voraus. Die Zuverlässigkeit analytischer und numerischer Berechnungsverfahren hängt u.a. von der ausreichenden und exakten Beschreibung der realen Randbedingungen ab, [HAN-98]. Für eine detaillierte Diskussion der Beanspruchung von doppelkonischen Gewindeverbindungen ist das Überführen von Geometrie-, Werkstoff-, und Belastungseinflußgrößen grundlegend. Die Geometrie-Einflußgrößen stellen diejenigen Größen dar, die einen signifikanten Einfluß auf die Stabilität der Verbindung haben, wie Neigungswinkel des Nippels und der Elektroden-schachtel, Konkavität der Elektrodenstirnflächen. Werkstoff-Einflußgrößen beschreiben in erster Linie die Parameter, die in die Berechnung direkt eingehen, wie Reibungskoeffizienten und E-Moduli. Belastungseinflußgrößen charakterisieren die äußeren Einwirkungen auf die Verbindung, wie Anzugsmoment, Biegebelastung, thermisch bedingte Ausdehnungen, Vibration des Tragarms und Dynamik des Lichtbogens sowie die daraus resultierenden Schwingungen des Elektrodenstranges.

5.1.2 Beanspruchung und Berechnung

Das Belastungsverhalten der Gewindeverbindung während des gesamten Einsatzzyklus geht aus Bild 5-1 hervor. Um die gestellte Forderung nach einer Mindestvorspannung zu erfüllen, ist die Bestimmung der Vorspannkraft - wegen der Unsicherheit in bezug auf die Streuung des Anzugsmoments und der Reibungsverhältnisse in der Gewindeverbindung - von großer Bedeutung. Ausgangspunkt der Berechnung ist das bekannte Zweifedermodell, [LOR-98]. In diesem Modell werden der Nippel als Zug- und die Schachtel als Druckfeder mit den Nachgiebigkeiten δ_N und δ_{ES} betrachtet.

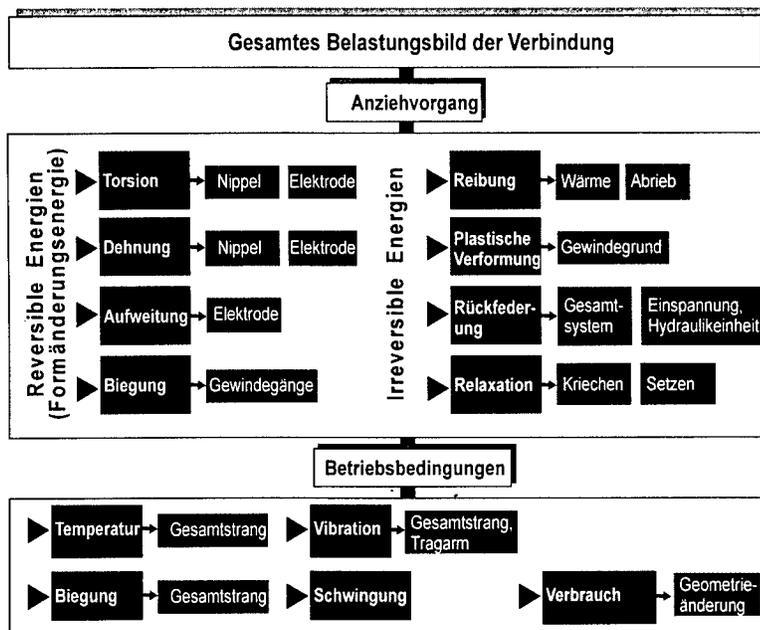


Bild 5-1: Das Gesamtbelastungsbild der Elektroden-Nippel-Verbindung

Hanau [HAN-94] weist darauf hin, daß das Belastungsbild in einer Gewindeverbindung aus dem Verformungsverhalten der Schraubenverbindung unter Vorspannung bestimmt werden kann. Diese Tatsache wurde genutzt, um auf der Basis experimenteller und numerischer Untersuchungen ein Modell zur Bestimmung der Krafteinleitung zu entwickeln. Dieses Modell orientiert sich wegen des festgestellten Zusammenhangs zum Vorspannungsverhalten eng an der Bestimmung der Nachgiebigkeit und rückt damit die Ermittlung der Nachgiebigkeit in eine zentrale Stellung.

Die experimentelle Bestimmung der Längskraft ermöglichte in weiterführenden Untersuchungen die Berechnung des in der Gewindeverbindung resultierenden Gesamt-Reibungskoeffizienten.

Wird eine Elektrodenverbindung durch Drehen der Elektroden angezogen, dann entsteht eine Zugkraft F_V im Nippel und eine Druckkraft zwischen den Elektroden. Dadurch verlängert sich der Nippel um f_N und die Elektroden werden um f_{ES} zusammengedrückt. Aufgrund des Setzens in der Gewindeverbindung läßt sich der Gesamtsetzbetrag Δf_Z aus der Summe des Setzbetrages des Nippels $f_{N,Z}$ und der Elektrodenschachteln $f_{ES,Z}$, [NIE-81].

$$\Delta f_Z = f_{N,Z} + f_{ES,Z} \quad (5:1)$$

Für die Bestimmung des Vorspannkraftsverlustes $\Delta F_{V,Z}$ wird dessen Beziehung mit der Nachgiebigkeit ausgenutzt:

$$\Delta F_{V,Z} = \frac{\Delta f_Z}{(\delta_N + \delta_{ES})} \quad (5:2)$$

δ_N : Nachgiebigkeit des Nippels

δ_{ES} : Nachgiebigkeit der Elektrodenschachteln

Mit Einführung des E-Moduls läßt sich Gleichung (5:2) allgemein schreiben:

$$\Delta F_{V,Z} = \frac{\Delta f_Z}{\left(\frac{l_N}{E_{N,y} A_N} + \frac{l_{ES}}{E_{ES,y} A_{ES}} \right)} \quad (5:3)$$

l: Federnde Länge

A: Querschnittsfläche

5.1.2.1 Nachgiebigkeiten des Nippels

Nach VDI 2230-Richtlinie Blatt 1, [VDI-98] sind bei der Schraube die Elemente hintereinandergeschaltet, so daß die einzelnen Nachgiebigkeiten addiert werden können. Wegen der konischen Form und der unterschiedlichen Neigungswinkel des Nippels und der Schachtel wird die Kraft nur an bestimmten Gewindegängen eingeleitet, Bild 5-2. Somit kann sich der Nippel aus drei Bereichen zusammensetzen, die durch die von der Höhe y abhängigen Längen und Querschnitte gut ersetzbar sind.

$$\delta_N = \delta_{N,G} + \delta_{ES,G} + \delta_{N,i} \quad (5:4)$$

$r(y)$: von der Höhe y abhängiger Nippelradius
 l_N : Nippellänge
 $l_{N,G}$: Nippelgewindeteil (mit Kontakt)
 $l_{ES,G}$: Schachtelgewindeteil (mit Kontakt)

Die Längen der Gewindebereiche, die sich in Kontakt befinden, lassen sich nach DIN 2230 Blatt 1 in Abhängigkeit vom Durchmesser wie folgt ausdrücken:

$$\begin{aligned}
 l_{N,G}(y) &= a (d_{3N} - y \tan \kappa_N) \\
 l_{ES,G}(y) &= b (d_{2ES} - y \tan \kappa_{ES})
 \end{aligned}
 \tag{5:6}$$

Durch eine entsprechende Wahl der Faktoren a und b in Gleichung (5:6) kann eine Anpassung der Nachgiebigkeit berücksichtigt werden.

Die Durchmesser und der Neigungswinkel des Nippels und der Schachtel unterscheiden sich lediglich in der Wahl der Toleranzen. Beide basieren auf demselben Nennmaß. Näherungsweise kann

$$\begin{aligned}
 d_{2ES} &= d_{2N} = d_2 \\
 d_{3ES} &= d_{3N} = d_3 \text{ und} \\
 \kappa_{ES} &= \kappa_N = \kappa
 \end{aligned}$$

gleich gesetzt werden. Somit vereinfacht sich Gleichung (5:5) durch Einbeziehen von Gleichung (5:6) zu:

$$\begin{aligned}
 \delta_N &= 2 \int_{y=y_G}^{y=l_N} \left[\frac{a}{E_{N,y} \pi (d_3 - y \tan \kappa)} + \frac{b}{E_{ES,y} \pi (d_2 - y \tan \kappa)} \right] dy + \\
 & 2 \int_{y=0}^{y=y_G} \frac{y}{E_{N,y} \pi (d_3 - y \tan \kappa)^2} dy
 \end{aligned}
 \tag{5:7}$$

5.1.2.2 Nachgiebigkeit der Elektrodenschachtel

Die Nachgiebigkeit der Elektrodenschachteln δ_{ES} kann prinzipiell über die jeweiligen Querschnitte des Ersatzdruckbereiches errechnet werden, [HAN-94]:

$$\delta_{ES} = \frac{1}{E_{ES,y}} \int_{y=0}^{y=l_{ES}} \left[\frac{1}{A(y)} \right] dy
 \tag{5:8}$$

Der analytischen Ermittlung der Nachgiebigkeit δ_{ES} der beiden Elektrodenschachteln, Bild 5-3, liegen in erster Näherung folgende Annahmen zugrunde:

- ◆ Anwendung des Ersatzhülsenansatzes, indem die Länge $l_{ES,i}$ dieser Verschraubungsteile für die Bestimmung des auf Druck belasteten Ersatzquerschnitts herangezogen wird.
- ◆ Der Bereich, in dem sich die tragenden Gewindegänge befinden, wird als Mutter betrachtet.
- ◆ Der Elastizitätsmodul in Längsrichtung geht in die Berechnung ein

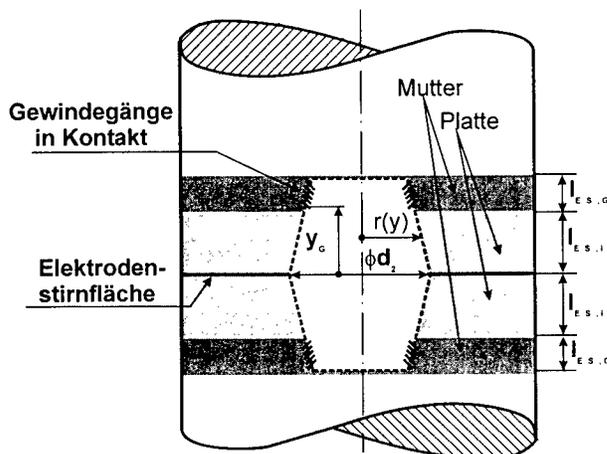


Bild 5-3: Schematische Darstellung der Elektrodenschachtel

Mit der Annahme, daß die gesamte Elektrodenschachtel auf Druck belastet wird, kann sich der für die Ermittlung der elastischen Nachgiebigkeit δ_{ES} zugrunde zu legende Ersatzquerschnitt nach folgender Gleichung berechnen:

$$A(y) = \frac{\pi}{4} \left[D^2 - (d_2 - y \tan \kappa)^2 \right] \quad (5:9)$$

D: Außendurchmesser der Elektrodenschachtel

Aus Gleichung (5:8) und (5:9) folgt:

$$\delta_{ES} = \frac{4}{\pi E_{ES,y}} \int_{y=0}^{y=l_{ES,i}} \left[\frac{1}{D^2 - (d_2 - y \tan \kappa)^2} \right] dy \quad (5:10)$$

Da hier eine flächenhafte Kräfteinleitung entlang der Elektrodenstirnflächen vorliegt, bei der der Kraft- und Verschiebungsverlauf nicht konstant sind, Bild 5-4, und mittels der FE-Berechnungen relativ gute Aussagen hinsichtlich der Ermittlung des Ersatzquerschnittes gewonnen werden können, soll nun der oben abgeleitete Ansatz (Gleichung (5:10)) durch Vergleich mit den Ergebnissen der FE-Analyse überprüft werden.

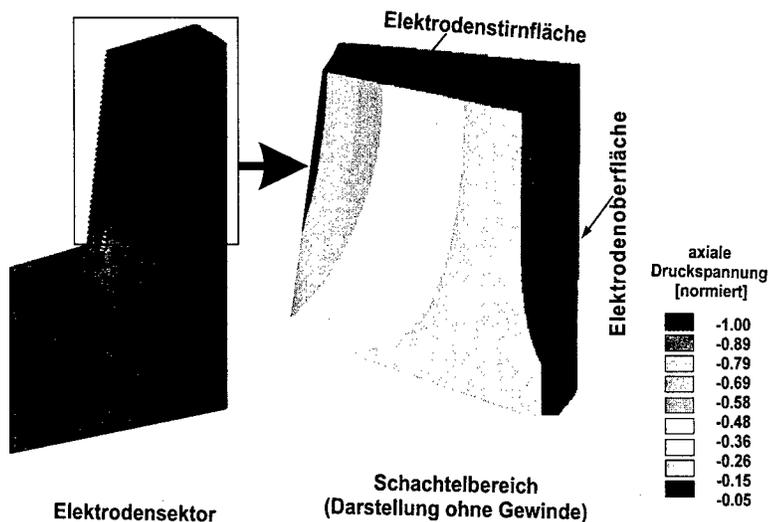


Bild 5-4: Numerisch berechnete Druckspannungsverteilung in der Elektroden-schachtel

Aufgrund der radial-abhängigen Axialverformung der Elektrodenstirnflächen mußte die Nachgiebigkeit jedes sich auf der Elektrodenstirnfläche befindenden Elements berechnet werden. In der Berechnung läßt sich die Nachgiebigkeit der Elektroden-schachtel δ_{ES} mit Hilfe der zu diesem Zweck programmierten Routine gemäß Formel (5:11) aus der Summe der Verhältnisse von Axialkräften der einzelnen Knoten, die durch Kontaktelemente übertragen werden und deren Axialverschiebungen, die durch die Schachtelverformung resultieren, ermitteln:

$$\delta_{ES} = \sum_{i=1}^n \frac{u_i}{F_i} \quad (5:11)$$

- u_i - Axialverschiebung der i -Knoten
 F_i - Auf dem i -Knoten wirkende Axialkraft

Tabelle 5–2 zeigt eine Gegenüberstellung der analytisch und numerisch ermittelten Nachgiebigkeit der Schachtel. Es wird deutlich, daß die numerisch berechnete Schachtelnachgiebigkeit höher als die analytisch bestimmte liegt. Dies erklärt sich aus dem Umstand, daß in der FE-Analyse ein orthotroper E-Modul implementiert wurde. Die Reduzierung des E-Moduls durch Mittelwertbildung der E-Moduli in beiden Vorzugsrichtungen bewirkt eine deutliche Zunahme der Schachtelnachgiebigkeit, die dann in guter Übereinstimmung mit dem Näherungswert nach Gleichung (5:10) liegt.

Elektroden- Außendurchmesser ϕD [mm]	Mit Gleichung (5:10) (isotropes Material)		Numerisch (orthotropes Material)
	Mit dem E-Modul in Längsrichtung	Mit dem gemittelten E-Modul	
700	$2.04 \cdot 10^{-6}$	$2.53 \cdot 10^{-6}$	$2.91 \cdot 10^{-6}$

Tabelle 5–1: Analytisch und mittels FEM berechnete Schachtelnachgiebigkeit in Abhängigkeit vom E-Modul

Bei Betrachtung der Druckspannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche und deren Abhängigkeit vom Außendurchmesser der Elektrode zeigt sich, daß die Kurven weitgehend äquidistant zueinander sind. Ferner haben FE-Berechnungen ergeben, daß die Vergrößerung des Außendurchmessers zu einer deutlichen Abnahme der Druckspannung führt. Gefährlich kann vor allem die Reduzierung der Spannung am Außenrand der Elektroden sein, da bei zu niedrigen Druckspannungen die Elektrodenstirnfläche am Außenrand zu unerwünschter Entkopplung neigt, Bild 5–5.

Sieht man von den geometrischen Unterschieden der doppelkonischen Gewindeverbindung ab, so stimmen die hier erzielten Erkenntnisse tendenziell mit den von W. Lori [LOR-96] gut überein. Er stellte die Ergebnisse einer FEM-Untersuchung an Einschraubverbindungen vor und verglich sie mit denen der Durchsteckschraubenverbindungen. Er diskutierte u. a. den Einfluß des Außendurchmessers einer metrischen Schraubenverbindung auf die Druckspannungsverteilung entlang der Trennfuge und unter dem Schraubenkopf.

Der im Rahmen der vorliegenden Arbeit zusammengestellte Vergleich der mittels FEM und analytisch berechneten Nachgiebigkeiten in Abhängigkeit vom äußeren Durchmesser demonstriert Tabelle 5–2. Mit zunehmendem Schachtelaußendurchmesser nimmt die Schachtelnachgiebigkeit wie erwartet ab. Bei einem großen Außendurchmesser wird eine starke Abweichung der numerisch und analytisch ermittelten Schachtelnachgiebig-

keiten beobachtet. Dies wird u.a. im wesentlichen dadurch bestimmt, daß die Elektrodenstirnflächen sich von außen her zu entkoppeln beginnen. Die Anwendung des Ersatzhülsenansatzes zur Bestimmung des auf Druck belasteten Ersatzquerschnitts wird somit gestört.

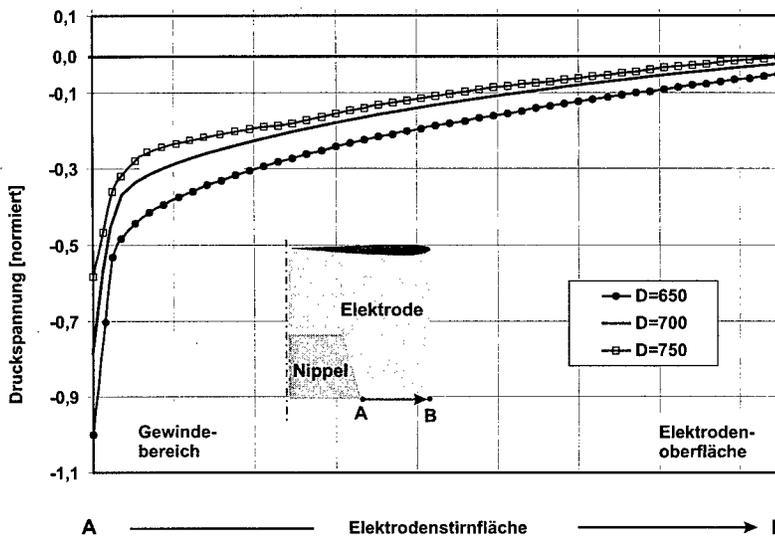


Bild 5-5: Mittels FEM berechnete Druckspannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche in Abhängigkeit vom äußeren Elektrodendurchmesser

Elektroden- Außendurchmesser ϕD [mm]	Schachtelnachgiebigkeit [mm/N]		
	Mit Gleichung (5:10) (isotropes Material)		Numerisch (orthotropes Material)
	Mit dem E-Modul in Längsrichtung	Mit dem gemittelten E-Modul	
650	$2.80 \cdot 10^{-6}$	$3.50 \cdot 10^{-6}$	$3.63 \cdot 10^{-6}$
700	$2.04 \cdot 10^{-6}$	$2.53 \cdot 10^{-6}$	$2.91 \cdot 10^{-6}$
750	$1.90 \cdot 10^{-6}$	$2.40 \cdot 10^{-6}$	$2.79 \cdot 10^{-6}$

Tabelle 5-2: Abhängigkeit der Schachtelnachgiebigkeit vom Elektrodendurchmesser

5.1.3 Die Gewindeverbindung während des Anziehvorganges

Abgesehen vom Eigengewicht der Graphitverbindungsteile stellt sich während des Anziehvorganges folgendes Momentengleichgewicht in der Gewindeverbindung ein:

$$M_A = M_{RG} + M_{NG} + M_{ES} \quad (5:12)$$

- M_A : Anzugsmoment
- M_{RG} : im Gewinde wirkendes Reibungsmoment
- M_{NG} : im Gewinde wirkendes Nutzdrehmoment, das sich aus der Mechanik der schiefen Ebene ergibt
- M_{ES} : das bei der Aufbringung des Drehmoments entstehende Reibungsmoment an den Elektrodenstirnflächen

Die einzelnen Momente lassen sich durch den Zusammenhang zwischen der in einer Schraubenverbindung wirkenden Vorspannkraft und dem Reibungskoeffizienten bzw. dessen Verknüpfung mit dem Reibwinkel ausdrücken, Bild 5-6.

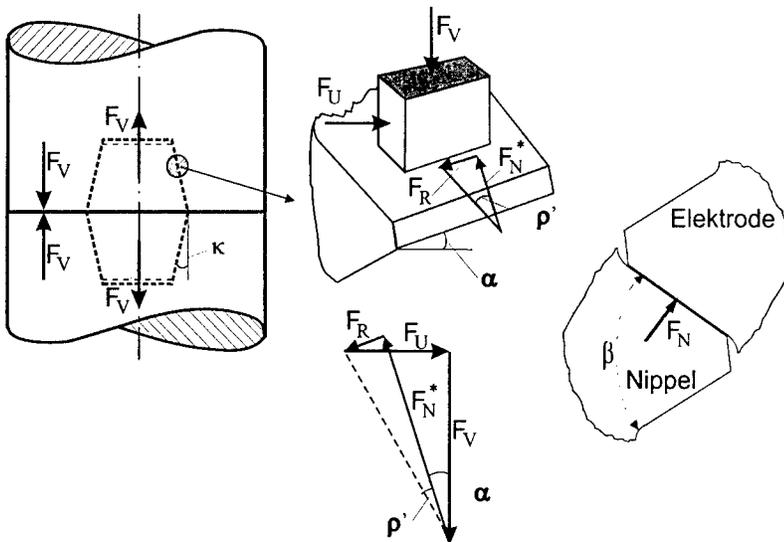


Bild 5-6: Auf das Gewinde angreifende Kräfte

5.1.3.1 Das Gewindemoment

Anhand des Kräftegleichgewichts an einem kleinen Elektrodenelement, Bild 5–6, wird das am Gewinde produzierte Moment abgeleitet. Mit der Anwendung der Schraubentheorie werden folgende Kräfte berechnet, [STE-86]:

$$\begin{aligned}
 F_R &= F_N \mu = F_N \tan \rho' \\
 F_N^* &= F_N \cos \left(\frac{\beta}{2} + \kappa \right) \\
 \frac{F_R}{F_N^*} &= \mu^* = \frac{\mu}{\cos \left(\frac{\beta}{2} + \kappa \right)}
 \end{aligned} \tag{5:13}$$

Zur Bestimmung des Gewindemoments M_G wird die in einem Gewinde resultierende Kraft in die Längskraft F_V und in eine Umfangskraft F_U zerlegt. Unter Berücksichtigung der Reibung erhält man:

$$F_U = F_V \tan(\alpha + \rho') \tag{5:14}$$

mit

$$d_N(y) = (d_2 - y \tan \kappa) \tag{5:15}$$

wird das Gesamtgewindemoment ermittelt:

$$M_G(y) = F_V \tan(\alpha + \rho') \cdot \frac{d_N(y)}{2} \tag{5:16}$$

Durch die zulässige Vereinfachung für kleine Winkel

$$\tan(\alpha + \rho') = \tan \alpha + \tan \rho' \tag{5:17}$$

ergibt sich die logische Aufteilung in Gewindereibungsmoment M_{RG} und Nutzmoment M_{NG} :

$$\begin{aligned}
 M_{RG}(y) &= 0.5 F_V d_N(y) \tan \rho' \\
 M_{NG}(y) &= 0.5 F_V d_N(y) \tan \alpha(y)
 \end{aligned} \tag{5:18}$$

Das Nutzmoment M_{NG} wird durch die Keilwirkung als Effekt der schiefen Ebene an den Gewindeflanken produziert.

Des weiteren hat ein über die Länge konisch ausgebildetes Gewinde die Eigenschaft, den Steigungswinkel seiner Flanken zu verändern. Diese beruht auf folgender Beziehung zwischen dem Steigungswinkel α und der Gewindesteigung P :

$$\tan \alpha(y) = \frac{P}{2 \pi r(y)} \quad (5:19)$$

Mit

$$r(y) = \left(\frac{d_2}{2} - y \tan \kappa \right) \quad (5:20)$$

folgt:

$$\tan \alpha(y) = \frac{P}{2 \pi \left(\frac{d_2}{2} - y \tan \kappa \right)} \quad (5:21)$$

Aus der Gleichung (5:21) ist sofort ersichtlich, daß sich bei einer Änderung von r entweder P , α oder beide ändern müssen, damit die Formel weiterhin gilt. Da sich die Gewindesteigung aber nicht ändern kann (der Nippel kann sich pro Winkel nicht verschieden weit einschrauben), muß sich α vom Nippeläquator zur Nippelstirnfläche hin ändern. Bei einem $P = 6,35$ mm beträgt

$$\begin{array}{ll} \tan \alpha(y = 0) \approx 5.448 \cdot 10^{-3} & \text{am Äquator und} \\ \tan \alpha(y = 228.6) \approx 6.856 \cdot 10^{-3} & \text{an der Nippelstirnfläche} \end{array}$$

Die Annahme eines konstanten Steigungswinkels über die Höhe y läßt sich aufgrund des großen Unterschieds von ca. 25% nicht treffen, Bild 5–7. Dies bedeutet, daß die Abhängigkeit des Steigungswinkels von der Höhe in der Berechnung berücksichtigt werden muß.

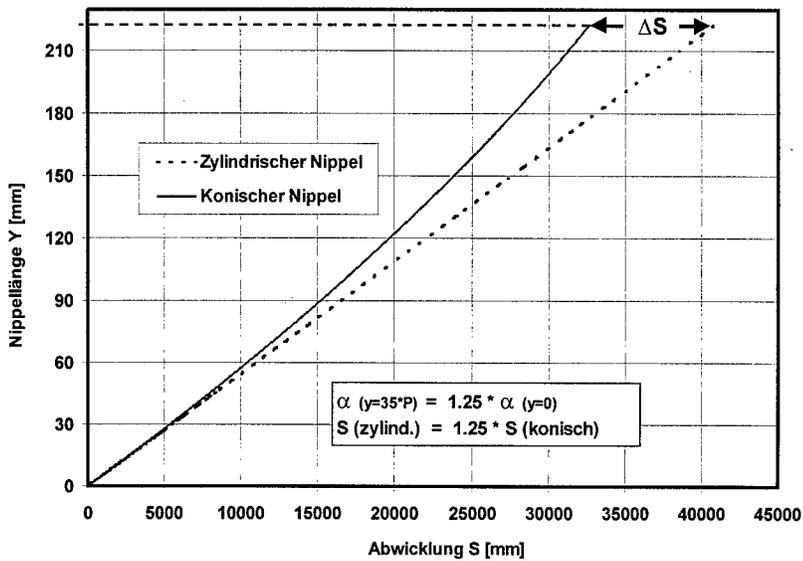


Bild 5-7: Abhängigkeit des Steigungswinkels von der Nippellänge

Für ein Spitzgewinde mit Flankenwinkel von $\beta=60^\circ$ und einem Kegelwinkel von κ gilt mit ausreichender Genauigkeit, [NIE-81]:

$$\mu' = \tan \rho' = \frac{\mu_G}{\cos\left(\frac{\beta}{2} + \kappa\right)} = \frac{\mu_G}{\cos(30^\circ + 9.46^\circ)} \approx 1.295 \cdot \mu_G \quad (5:22)$$

μ_G : Reibwert an den Gewindeflanken

μ' : Reibwert für Spitzgewinde

Somit kann das im Gewinde resultierende Reibungsmoment formuliert werden:

$$M_G(y) = F_v \left[0.159 P + 1.295 \mu_G \left(\frac{d_2}{2} - y \tan(\kappa) \right) \right] \quad (5:23)$$

5.1.3.2 Das Moment an der Elektrodenstirnfläche

Die Bestimmung des Reibungsmoments M_{ES} stützt sich auf den wirksam mittleren Durchmesser der Reibungsfläche zwischen den Elektrodenstirnflächen und auf deren Reibungskoeffizienten.

$$M_{ES} = F_V \frac{d_{ES,m}}{2} \mu_{ES} \quad (5:24)$$

$d_{ES,m}$: wirksamer Elektrodenstirnflächendurchmesser
 μ_{ES} : Reibungskoeffizient an der Elektrodenstirnfläche

Gleichung (5:24) gilt für eine gleichmäßige Flächenpressung in den Elektrodenstirnflächen. Für die Berechnung wird nur der Durchmesser der Elektrodenstirnflächen, der wirksam zur Erzeugung der Kontaktkraft beiträgt, herangezogen. Er ist von der Form und Größe der Elektrodenstirnflächen abhängig, [WIE-88]. Beobachtungen und FE-Berechnungen haben gezeigt, daß die Elektrodenschachteln sich aufgrund der Radialkraftkomponente im Gewinde und der konischen Form aufweiten. In den hier angeordneten analytischen Untersuchungen wird der Einfluß der Aufweitung auf die Größe des $d_{ES,m}$ – wie auch in [WIE-88] – vernachlässigt.

5.1.3.3 Die Gesamtbeanspruchung in der Verbindung

Das Gesamtanziehmoment M_A läßt sich nach Einbeziehen von Gleichung (5:23) und (5:24) nunmehr in folgender Weise schreiben:

$$M_A(y) = F_V \left[\left(0.159 P + 1.295 \mu_G \left(\frac{d_2}{2} - y \tan(\kappa) \right) \right) + \left(\frac{d_{ES,m}}{2} \mu_{ES} \right) \right] \quad (5:25)$$

Zusammengefaßt ergibt sich ein Ausdruck, der allgemein die Beziehung zwischen dem angebrachten Anziehdrehmoment M_A , der Vorspannkraft F_V und den Reibungskoeffizienten an den Gewindeflanken und der Elektrodenstirnflächen wiedergibt.

Für die Werte des Reibungskoeffizienten μ_G an den Gewindeflanken zwischen dem Nippel- und dem Elektrodengraphit und des Reibwertes μ_{ES} an den Elektrodenstirnflächen kann man mit der Annahme:

$$\mu = \mu_G = \mu_{ES} \quad (5:26)$$

Gleichung (5:25) wie folgt vereinfacht formulieren:

$$M_A(y) = F_V \left[\left(0.159 P + 1.295 \mu \left(\frac{d_2}{2} - y \tan(\kappa) \right) \right) + \left(\mu \frac{d_{ES,m}}{2} \right) \right] \quad (5:27)$$

Aus FE-Berechnungen wurde die Anzahl der tragenden Gewindegänge ermittelt und somit konnte die Nippelhöhe y abgeschätzt werden. Bild 5-8 zeigt den Vergleich zwischen der im Versuch, im FE-Modell und nach dem analytischen Ansatz nach Gleichung (5:27) ermittelten Abhängigkeit der Vorspannkraft vom Anzugsmoment.

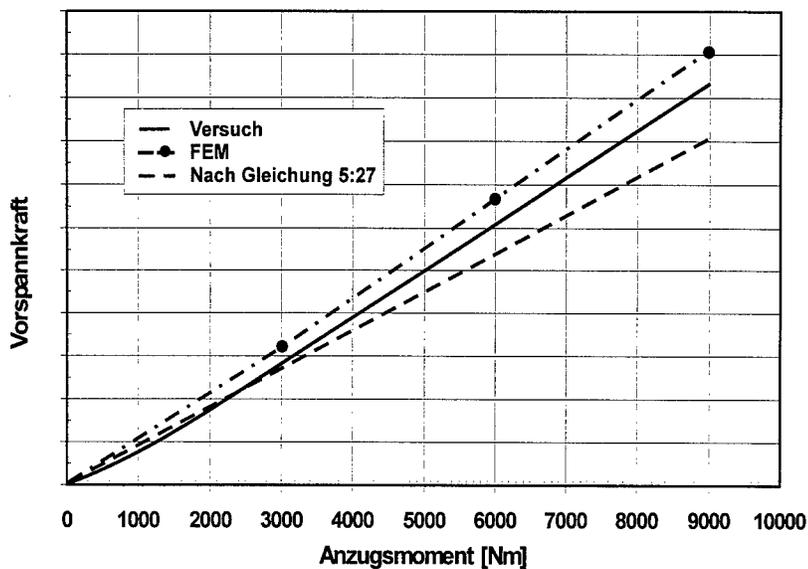


Bild 5-8: Abhängigkeit der Vorspannkraft vom Anzugsmoment

Obwohl Gleichung (5:27) den eindimensionalen Belastungsfall wiedergibt, läßt sich eine gute Übereinstimmung der Abhängigkeit des Anzugsmoments von der Vorspannkraft feststellen.

Durch Umformen der Gleichung (5:27) läßt sich der globale Mittel-Reibungskoeffizient μ des Graphitwerkstoffs in Abhängigkeit vom Anzugsmoment, von der Anzahl der tragenden Gewindegänge und der Vorspannkraft ausdrücken:

$$\mu(M_A, F_V, y) = \frac{\frac{M_A}{F_V} - 0.159 P}{1.295 \left(\frac{d_2}{2} - y \tan(\kappa) \right) + \frac{d_{ES,m}}{2}} \quad (5:28)$$

5.1.3.4 Torsionsbeanspruchung des Nippels

Aufgrund des Gewindereibungsmoments M_{RG} erfährt der Nippel zusätzlich zu der Zugspannung eine Torsionsbeanspruchung. Das Torsionsmoment $M_{N,t}$ am Gewinde verursacht eine Schiebung $\Delta\gamma_N$ und Verdrehung $\Delta\vartheta_N$. Im Gegensatz zu den metrischen Schraubenverbindungen verdreht sich der Nippel entlang seiner Achse bzw. seines Radius nicht linear, Bild 5–9. Dies wird durch den über die Höhe veränderlichen kreisförmigen Querschnitt des Nippelkerns und die Kontaktverhältnisse an den Gewindeflanken hervorgerufen, was sich sowohl in den experimentellen als auch in den FE-Untersuchungen bestätigte.

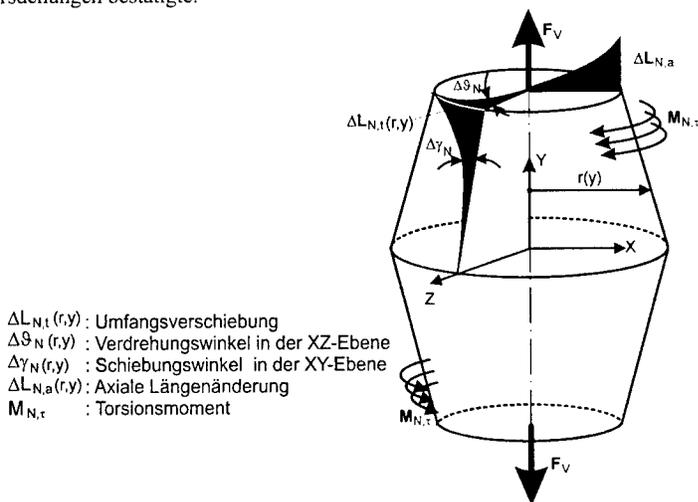


Bild 5–9: Schiebung- bzw. Verdrehungswinkel des Nippelkerns

Bei analytischer Betrachtung der Nippeltorsion werden zur Herleitung der Grundgleichungen Beziehungen aus der Kinematik, Statik und der Elastizitätstheorie benötigt. Zum besseren Verständnis läßt sich die analytische Ermittlung der Torsion jedoch mit folgenden kinematischen Vereinfachungen aufstellen, [SCH-84]:

- ◆ Der Nippel behält seine Gestalt und tordiert sich als Ganzes
- ◆ Der Nippel verwölbt sich nicht, d.h. Verformungen treten nicht aus der Ebene heraus (Theorie von Saint-Venant).

Mit der Annahme einer geradlinigen Mantellinie der Nippeloberfläche (Nippelkern) und mit Hilfe des Elastizitätsgesetzes besteht folgender Zusammenhang:

$$\gamma dy = r(y) d\vartheta \Rightarrow \gamma = r(y) \frac{d\vartheta}{dy}$$

mit $\frac{d\vartheta}{dy} = \frac{M_{N,\tau}(y)}{G I_{N,P}(y)}$ (5:29)

folgt:

$$\gamma = r(y) \frac{M_{N,\tau}(y)}{G I_{N,P}(y)}$$

Unter Berücksichtigung von Gleichung (5:29) und dem polaren Flächenmoment $I_{N,P}$ für einen Kreisquerschnitt bekommt man:

$$\gamma = \frac{1}{2} (d_3 - 2y \tan \kappa) \frac{32 M_{N,\tau}(y)}{G \pi (d_3 - 2y \tan \kappa)^4} = \frac{16 M_{N,\tau}(y)}{G \pi (d_3 - 2y \tan \kappa)^3} \quad (5:30)$$

Unter der Voraussetzung, daß $M_{N,\tau}(y)$ über die Höhe konstant ist, kann das Gewindereibungsmoment M_{RG} dem Gesamttorsionsmoment $M_{N,\tau}$ im Nippel gleich gesetzt werden. Somit vereinfacht sich Gleichung (5:30) zu:

$$\gamma(y) = \frac{16 M_{RG}}{G \pi (d_3 - 2y \tan \kappa)^3}$$

bzw. (5:31)

$$\vartheta(y) = \frac{16 M_{RG}}{G \pi} \int_0^y \frac{dy}{(d_3 - 2y \tan \kappa)^3}$$

Im Falle eines linear-elastischen und orthotropen Verhalten wird in ANSYS® ein Ansatz zur Bestimmung von Schubmoduli angenommen:

$$G_{xy} = G_{yz} = G_{xz} = \frac{E_{N,x} E_{N,y}}{E_{N,x} + E_{N,y} + 2\nu E_{N,x}} = G \quad (5:32)$$

- $E_{N,x}$: E-Modul des Nippelmaterials in Querrichtung
- $E_{N,y}$: E-Modul des Nippelmaterials in Längsrichtung
- ν : Querkontraktionszahl

Die Querkontraktionszahl wird näherungsweise als konstant betrachtet.

Um eine bessere Vergleichbarkeit der numerisch und analytisch berechneten Torsionsbeanspruchung des Nippels zu gewährleisten, wird mit einem Schubmodul für Graphit nach Gleichung (5:32) gearbeitet. Das Gewindereibungsmoment M_{RG} läßt sich nach Gleichung (5:23) bestimmen. Unter Berücksichtigung dieser Annahmen kann die Verformung des Nippels in Umfangsrichtung nach Gleichung (5:31) ermittelt werden. Bild

5–10 gibt exemplarisch einen Vergleich der mittels FEM und nach Gleichung (5:31) ermittelten Umfangsdrehung $\Delta\vartheta_N$ des Nippelkerns wieder.

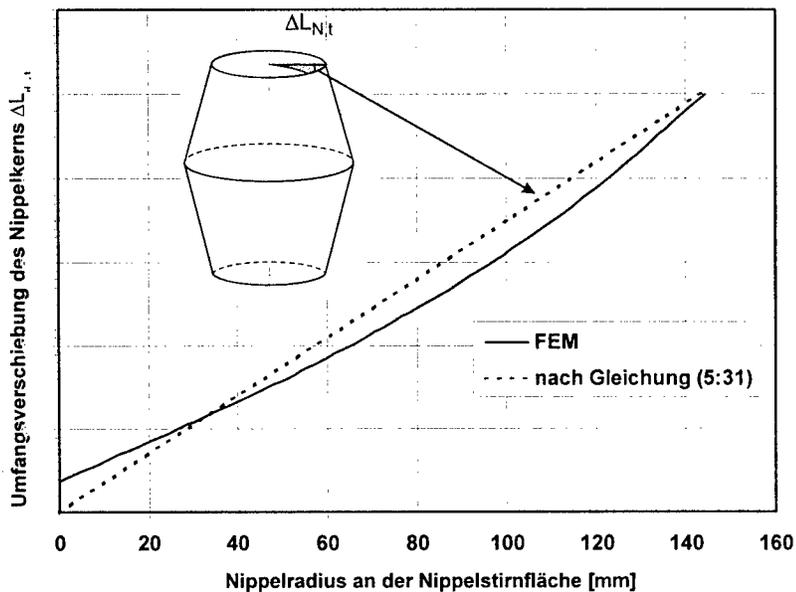


Bild 5–10: Gegenüberstellung der mittels FEM und Analytik berechneten Umfangsverschiebung $\Delta L_{N,t}$ des Nippelkerns

5.1.4 Belastung der Gewindeverbindung nach Abschluß des Anziehvorganges unter Einwirkung des äußeren Anzugsmoments

Die in Kapitel 4 aufgeführten Messungen ergaben den zeitlichen Ablauf der Längskraft, der Längsdehnung sowie der Umfangsdehnung des Nippels. Im Augenblick des Anhaltens des Anziehvorganges und unter Konstanthaltung des äußeren Anzugsmoments wurden jeweils die Längskraft und die Dehnungen für kurze Zeit weiter gemessen. Aus diesen experimentellen Untersuchungen kann hinsichtlich der Abnahme der gemessenen Größen in der kurzzeitigen Betrachtung gefolgert werden:

1. Geringfügige Abnahme der Längskraft des Nippels
2. Geringfügige Abnahme der Längsdehnung des Nippels
3. Geringfügige Abnahme der Umfangsdehnung des Nippels
4. Die Abnahme der Längsdehnung ist im Gewindebereich höher als im inneren Bereich des Nippels

5. Der Längskraft- bzw. Dehnungsabfall erhöht sich mit Zunahme des aufgebrauchten Anzugsmoments.

Der Längskraftrückgang wird in dieser Phase hauptsächlich durch die Setzerscheinungen im Gewinde und an den Stirnflächen verursacht. Die Rückfederung kann grundsätzlich in diesem Zustand nicht stattfinden, da die äußere Last noch einwirkt. Da aber der Nippel aufgrund des Reibungsmoments am Gewinde stark tordiert wird, kann er sich relativ zur Schachtel zurückdrehen und tiefer in die Schachtel einschrauben.

5.1.5 Die Gewindeverbindung nach Abschluß des Anziehvorganges

Diese Phase beschreibt den Zustand im Zeitraum (ca. 10 Minuten) der Wegnahme des äußeren Moments und kurz vor Inbetriebnahme des Stranges. Das hier vorliegende Belastungsbild ist für die Beurteilung der Stabilität der Gewindeverbindung im anschließenden Betrieb von großer Wichtigkeit, da Aussagen bzgl. der Vorspannungsreserven gemacht werden können, die sehr entscheidend für das Löseverhalten der Verbindung sind. Zur nachfolgenden Diskussion des Belastungsverhaltens der Gewindeverbindung werden die Versuchsergebnisse, die im Kapitel 4 vorgestellt wurden, herangezogen.

- ◆ Die Entfernung der äußeren Last verursacht primär eine Rückfederung des Gesamtsystems, das aus einem Nippel und zwei Elektroden besteht. Zum anderen leistet die elastische Verformung der Einspannvorrichtung bzw. die Hydraulikeinheit mit sämtlichen Einbauten einen beträchtlichen Beitrag zur Rückfederung.
- ◆ Die Reibungsmomentanteile am Gewinde und an den Stirnflächen kehren ihre Wirkrichtung um und gleichen sich betragsmäßig.
- ◆ Die aufgrund des Gewindereibungsmoments resultierende Torsionsspannung ist kleiner als die dazugehörige Axialspannungen.
- ◆ Die Längskraft fällt je nach Reibungsverhältnisse im Gewinde und an den Stirnflächen um einen kleinen Betrag ab.
- ◆ Die Längenänderung des Nippels nimmt je nach Reibungsverhältnis im Gewinde und an den Stirnflächen ab.
- ◆ Die Umfangsverschiebung (Torsion) des Nippels geht je nach Reibungsverhältnis im Gewinde und an den Stirnflächen um einen erheblichen Betrag zurück.
- ◆ Experimentelle Untersuchungen haben außerdem gezeigt, daß der Abfall der Längskraft vom Betrag des aufgebrauchten Anzugsmoments abhängt. Der im Bild 5-11 dargestellte Kurvenverlauf zeigt den größeren Rückgang der Längskraft bei höherem Anzugsmoment.

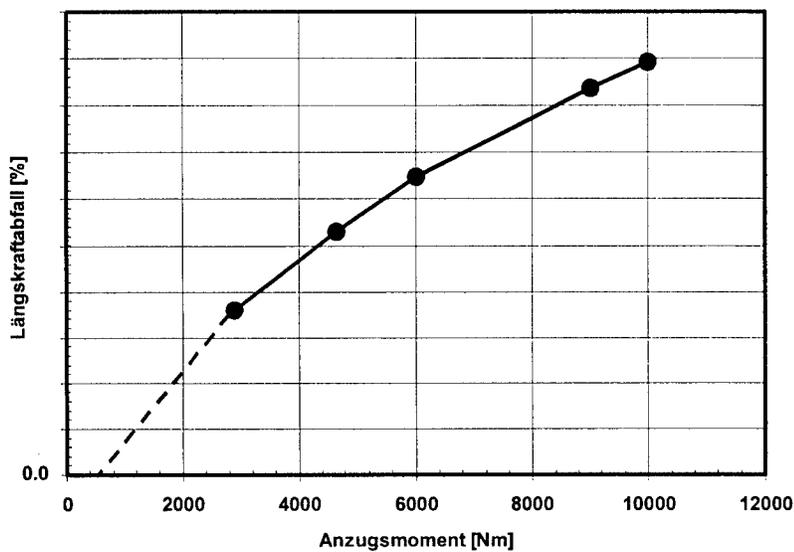


Bild 5-11: Experimentell ermittelte Abhängigkeit des Längskraftabfalls vom aufgebrauchten Anzugsmoment

Unter diesen Gesichtspunkten wird nachfolgend der oben dargestellte Sachverhalt genauer betrachtet.

Außer den elastischen Verformungen, die sich in der Rückfederung bzw. Verdrehung des Nippels repräsentieren, treten in einer Gewindeverbindung während des Anziehens bis zum Erreichen des gewünschten Anzugsmoments Setzerscheinungen auf. Diese werden überwiegend durch das plastische Einebnen von Oberflächenrauigkeiten verursacht.

Auch die sich zeitlich verändernde Verformung, bedingt durch das Kriechen, führt zur weiteren Längenänderung. Der Setzbetrag bewirkt eine Verringerung der Nippellängung und der Zusammendrückung der Elektroden, wodurch die Vorspannkraft entsprechend reduziert wird. Der Vorspannkraftverlust ermöglicht eine Relaxation, die durch das Zurückführen von bereits plastifizierten Verformungsbereichen in den elastischen Bereich entstehen kann. Durch die elastische Rückfederung des Systems nach dem Aufbringen des Anzugsmoments wird die Torsionsspannung, die beim Anziehen eingebracht wurde, teilweise abgebaut

5.1.6 Das Löseverhalten der Gewindeverbindung

Im Gegensatz zu vielen anderen Schraubenverbindungen werden die Graphitelektroden nur einmal verschraubt. Sie werden anschließend verschiedenen Betriebsbedingungen ausgesetzt, bis sie völlig verbraucht werden. Das mehrmalige Lösen und Anziehen der Verbindung entfällt in diesem Fall. Die Aufgabe, eine solche Gewindeverbindung zu optimieren, wird durch die Forderung nach einem niedrigen Verschraubungswiderstand und einem möglichst hohen Lösemoment erschwert.

Die Verbindung wird im Normalfall nicht gelöst. Um aber das Löseverhalten besser interpretieren zu können und den Einfluß der relevanten Parameter möglichst transparent darzustellen, wurden zu diesem Zweck Löseversuche durchgeführt, siehe Kapitel 4. Mit diesen Versuchen sollten folgende Fragen beantwortet werden:

1. Welche Vorspannkraftreserven sind noch in der Verbindung vorhanden?
2. Wie groß sind die Vorspannkraft- und Torsionsverluste infolge des Setzens, Zurückfederns bzw. Kriechens und der Relaxation?
3. Wie hoch ist die Sicherheit gegen das Lockern bzw. das selbsttätige Losdrehen?

5.1.7 Tragfähigkeit der Verbindung bei Betriebsbedingungen

Elektroden-Nippel-Verbindungen sind im Betrieb zusätzlich zu hohen Beanspruchungen ausgesetzt. Dies ist für die Stabilität der Verbindung von ausschlaggebender Bedeutung. In vielen Fällen sind Biegebeanspruchungen in der Verbindung nicht auszuschließen. Derartige zur axialen Vorspannung senkrecht auftretende Beanspruchungen können u.a. hervorgerufen werden durch:

- ◆ Vibration des Elektrodenstranges bzw. des Tragarmes
- ◆ Dynamik des Lichtbogens
- ◆ Schrotteinsturz
- ◆ Schrägstellung des Ofens
- ◆ Einmalige Anregung des Stranges durch die Annipplung neuer Elektroden
- ◆ Schwingungen

Durch stoßartige seitlich aufgebrachte Biegekräfte bricht in der Praxis meist die Schachtelwand. Untersuchungen von Treugut und Lefrank [TRE-81] haben ergeben, daß Zugspannungen, die aus dem Biegemoment resultieren, durch den Nippel übertragen werden. Die Druckspannung wird von etwas weniger als der Hälfte der Elektrodenstirnflächen und einem kleinen Flächenanteil des Nippels aufgenommen. Bei den Biegespannungen überlagern sich zusätzlich Spannungen, die durch das Anzugsmoment der Gewindeverbindung verursacht werden. Der Nippel wird seitlich verkantet und dadurch ein Teil des Biegemoments durch seitliche Abstützung übertragen. Diese Stützkräfte können eine Umfangsspannung hervorrufen (mehr dazu in Kapitel 7).

Die größte Gefährdung wird durch die schwingende Biegebelastung ausgelöst. So können weitere plastische Deformationen durch das Kriechen bzw. durch das Abtragen an den Kontaktstellen in Erscheinung treten. Bei wechselnder Lastrichtung kann ein wie-

derholtes Überschreiten der für die Verbindung notwendigen Haftreibung zum Lockern bzw. selbsttätigem Losdrehen und damit zum Bruch der Verbindung führen, [DÜN-98]. Diese Gefahr vergrößert sich noch zusätzlich, wenn das vom Graphitelektrodenhersteller empfohlene Anzugsmoment nicht aufgebracht wurde.

Zusätzlich zu der aus Verschraubmoment resultierenden mechanischen Belastung wird der Graphitelektrodenstrang im Elektrolichtbogenofen hohen Temperaturen und Temperaturgradienten ausgesetzt. Die Temperaturlast verursacht hohe Spannungen, deren Entstehung durch eine thermisch bedingte Änderung der mechanischen und physikalischen Graphiteigenschaften sowie durch unterschiedliche Wärmeausdehnungskoeffizienten und durch die Anisotropie der Graphitmaterialien von Nippel und Elektrode verstärkt wird.

Eine Überlastung des Elektrodenstranges führt zu Brüchen, die meist im Bereich der Elektroden-Nippel-Verbindung auftreten.

Als häufigste Bruchursache tritt der ringförmige Schachtelbruch aufgrund einer radialen Wärmedehnung auf. Da der Nippel höheren Temperaturen ausgesetzt ist als die Elektrodenschachtel, dehnt er sich in senkrechter Richtung zur Elektrodenlängsachse (Querichtung) stärker aus. Die Ausdehnung des Nippels in radialer Richtung wird durch die geringere Wärmedehnung der Elektrodenschachtel behindert. Dies führt zu radialen Druckspannungen im Nippel und in der Elektrode.

Darüber hinaus wird häufig der Fehler begangen, daß beim „Annippeln“ einer neuen Elektrode der kalte Nippel zu tief in die „heiße“ und schon gedehnte Elektrodenschachtel eingeschraubt wird. Erwärmt sich nun der Nippel, wird die Schachtel weiter gedehnt. Falls dann noch der Umstand hinzukommt, daß die heiße Elektrode nach einem Schmelzvorgang ausgefahren werden muß, hat dies zur Folge, daß sich die schon stark verspannte Schachtelwand von außen her abkühlt, d.h. im Umfang schrumpft. Im Schachtelgrund entstehen hierbei erhebliche axiale Zugspannungen. Dasselbe tritt auf, wenn - wie vorher beschrieben - der zu kalte Nippel tief in eine erwärmte Elektrodenschachtel eingeschraubt wird. Durch die Aufweitung der Elektrodenschachtel wird die Flächenpressung im inneren Bereich der Nippelstirnfläche erhöht, was zu erhöhten Druckspannungen in der Elektrodenschachtel führt. Durch diese Druckspannungen wird der Nippel axialen Zugspannungen ausgesetzt.

6. Designparametervariation zur Optimierung des Belastungsverhaltens unter mechanischer Last

Die aus der Praxis und aus den FE-Untersuchungen am Referenzmodell resultierenden Erkenntnisse haben gezeigt, daß die Elektroden-Nippel-Verbindungen in der Standardausführung noch nicht die optimale Konstellation der Designparameter darstellen. Das primäre Ziel der im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten FE-Analysen ist zu untersuchen, wie die Abweichungen aus der Standardausführung, die sich z.B. durch die Ungenauigkeit der Herstellung bzw. der Bearbeitung ergeben, das Belastungsbild in der Elektroden-Nippel-Verbindung beeinflussen.

Ausgehend von den geometrischen Verhältnissen einer großformatigen Elektroden-Nippel-Verbindung, die im „Referenzmodell“ abgebildet werden, werden verschiedene Modifikationen wichtiger Designparameter untersucht, die im einzelnen in den nachfolgenden Ausführungen diskutiert werden.

6.1 Einfluß der Reibungsverhältnisse an den Kontaktflächen

Das übliche Anziehverfahren in den Stahlwerken ist das drehmomentgesteuerte Anziehen, das mit einem Drehmomentschlüssel entweder manuell oder maschinell mittels Roboter realisiert wird. Das vom Graphitelektrodenhersteller empfohlene Anzugsmoment wird als Meßgröße herangezogen. Infolge der großen Anzahl der Einflußgrößen auf die Vorspannkraft wie Reibungsstreuung, Einschraubtiefe des Nippels und Handhabungsfehler der Montage – vor allem beim manuellen Anziehen – ist diese Methode relativ unzulänglich, [WIE-88]. Nachfolgende Untersuchungen sollen nun die extremen Schwankungen des Reibungskoeffizienten und dessen Einfluß auf die Belastungssituation in der Elektroden-Nippel-Verbindung aufzeigen. Darin wird vor allem zwischen dem Reibungskoeffizienten am Gewinde und an den Elektrodenstirnflächen bzw. dem mittleren Reibungskoeffizienten unterschieden.

6.1.1 Einfluß des mittleren Reibungskoeffizienten

Das in Bild 6–1 dargestellte Diagramm zeigt die Belastung an den Gewindeflanken in der mechanischen FE-Analyse bei Raumtemperatur. In der Gewindeverbindung wird die Kraft an den oberen Flanken übertragen.

Die Anzahl der kraftübertragenden Gewindegänge und der Betrag der Last an den Gewindeflanken hängt stark von den Reibungsverhältnissen ab. Die Abnahme des mittleren Reibungskoeffizienten verursacht eine Erhöhung der Anzahl der tragenden Gewindeflanken und den Betrag der übertragenen Kraft. Folglich steigt die in der Verbindung entstandene Vorspannkraft, Bild 6–2.

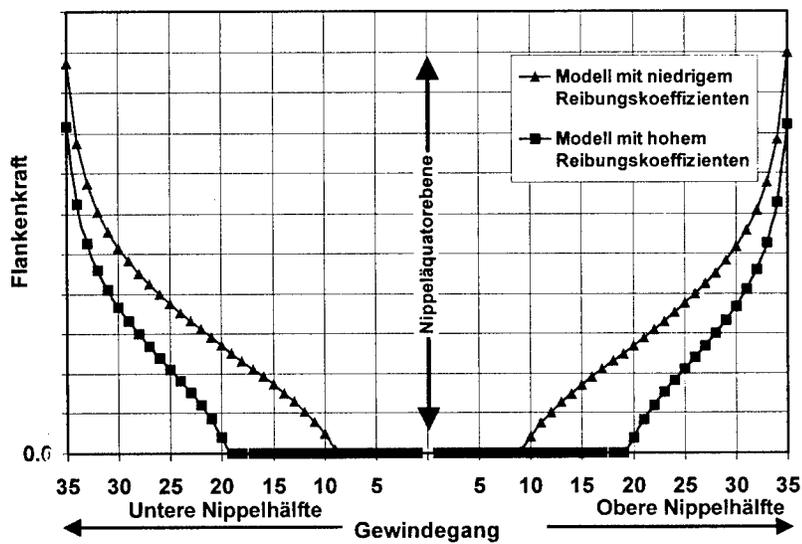


Bild 6-1: Numerisch ermittelte Kräfte an den Gewindeflanken in Abhängigkeit vom mittleren Reibungskoeffizienten

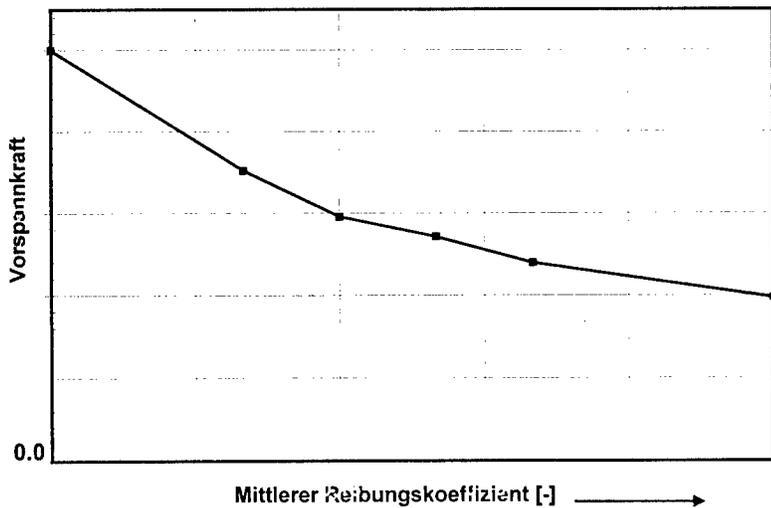


Bild 6-2: Numerisch ermittelte Abhängigkeit der Vorspannkraft vom mittleren Reibungskoeffizienten

Mit wachsender Vorspannkraft werden sich die näher zur Stirnfläche liegenden Gewindegänge zunehmend an der Kraftübertragung beteiligen. Daraus resultiert eine insgesamt gleichmäßigere Lastverteilung der gepaarten Gewindegänge und eine Erhöhung der Druckspannung an den Elektrodenstirnflächen, Bild 6-3. Die gewünschte Zunahme der Druckspannung an den Elektrodenstirnflächen wird von einer ungewollten Abnahme der Druckspannung an der Manteloberfläche begleitet. Der höhere Spannungsgradient kann ein Öffnen der Kontaktflächen an den Elektrodenstirnflächen herbeiführen.

Die Steigerung der Druckspannung mit Abnahme des mittleren Reibungskoeffizienten wird primär durch das „tiefere“ Einschrauben des Nippels in die Schachteln und die damit verbundene Zunahme der tragenden Gewindegänge, die einen größeren Hebelarm der resultierenden Kraft zur Mittelachse und zum Schachtelboden aufweisen, verursacht. Die Schachteln werden vermehrt im Gewindebereich zusammengedrückt und die Radialkomponente der Flankenkräfte nimmt zu, was ein höheres Biegemoment der Schachtel zur Folge hat. Damit verbundene Auswirkungen sind, Bild 6-4:

1. Zunahme der radialen Aufweitung der Elektrodenschachteln
2. Aufgrund der konischen Form erfährt die Schachtel eine Kippbewegung um einen ruhenden Punkt am Schachtelboden.

Die Überlagerung beider Effekte führt zur ungleichmäßigen Spannungsverteilung an den Elektrodenstirnflächen.

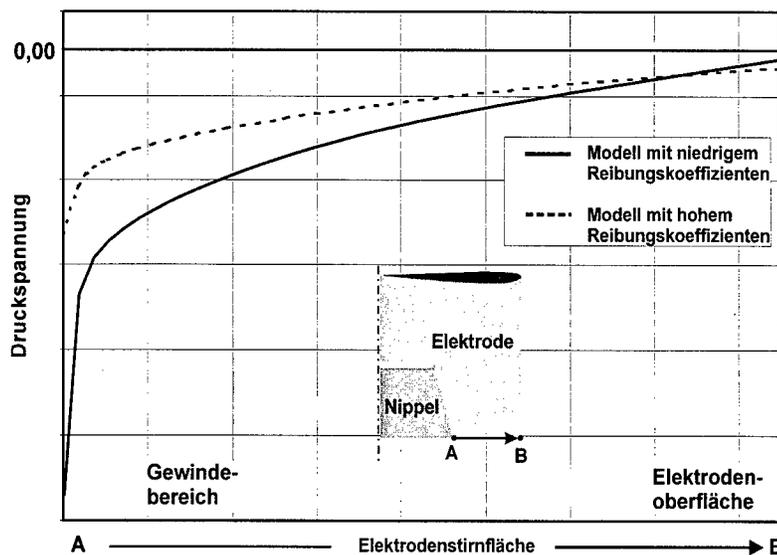


Bild 6-3: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche als Funktion des mittleren Reibungskoeffizienten

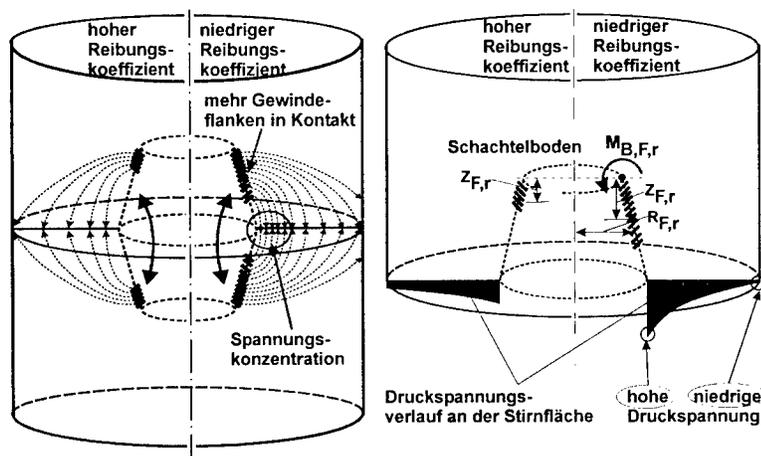


Bild 6-4: Darstellungsmodell der Kraftflußlinien in der doppelkonischen Gewindeverbindung in Abhängigkeit vom mittleren Reibungskoeffizienten

Nach dem Columb'schen Reibungsgesetz hängt die aus der Reibung resultierende Kraft vom Reibungskoeffizienten der gepaarten Wirkflächen und der durch das Anziehen entstehenden Vorspannkraft ab. Zur Berechnung des Gewindereibungsmoments werden in der doppelkonischen Gewindeverbindung nach der Formel:

$$M_G(y) = F_y \left[0.159 P + 1.295 \mu_G \left(\frac{d_z}{2} - y \tan(\kappa) \right) \right] \quad (6:1)$$

drei wichtige Faktoren berücksichtigt:

1. Vorspannkraft
2. Mittlerer Reibungskoeffizient und
3. Nippeldurchmesser der tragenden Gewindeflanken

FE-Untersuchungen haben ergeben, daß die Abnahme des mittleren Reibungskoeffizienten eine Steigerung der Torsion des Nippels zur Folge hat. Bild 6-5 verdeutlicht die durch das Gewindereibungsmoment erzeugte Umfangsverdrehung des Nippels an seiner Stirnfläche. Dieser Sachverhalt läßt sich erstens mit der Zunahme der Vorspannkraft, Bild 6-2 und zweitens mit der Erhöhung der Anzahl der tragenden Gewindeflanken, die einen größeren Hebelarm zur Mittelachse besitzen, erklären. Der Einfluß des höheren Reibungskoeffizienten auf die Entstehung von höheren Reibungsmomenten wird somit kompensiert, Bild 6-6, da die Vorspannkraft während der Aufbringung des Anzugsmoments bei höheren Reibungskoeffizienten durch den steigenden Setzbetrag vermindert

und somit das Reibungsmoment in stärkerem Maße reduziert wird gegenüber dem Gewinn an Reibwert.

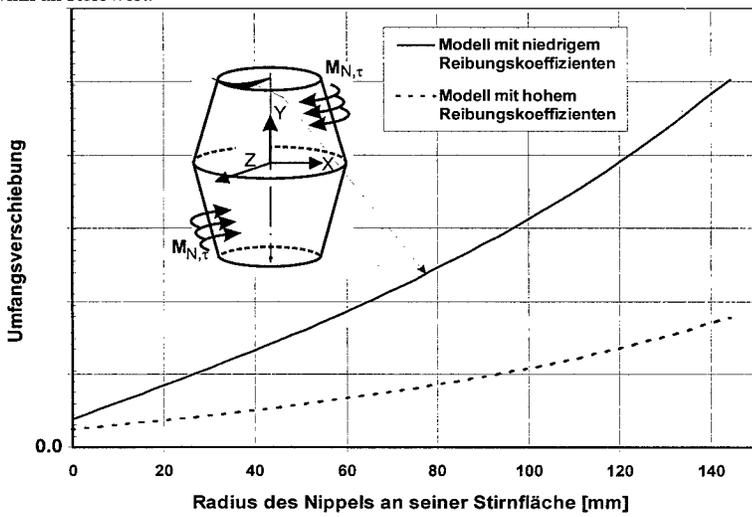


Bild 6-5: Numerisch ermittelte Umfangsverdrehung des Nippels als Funktion des mittleren Reibungskoeffizienten

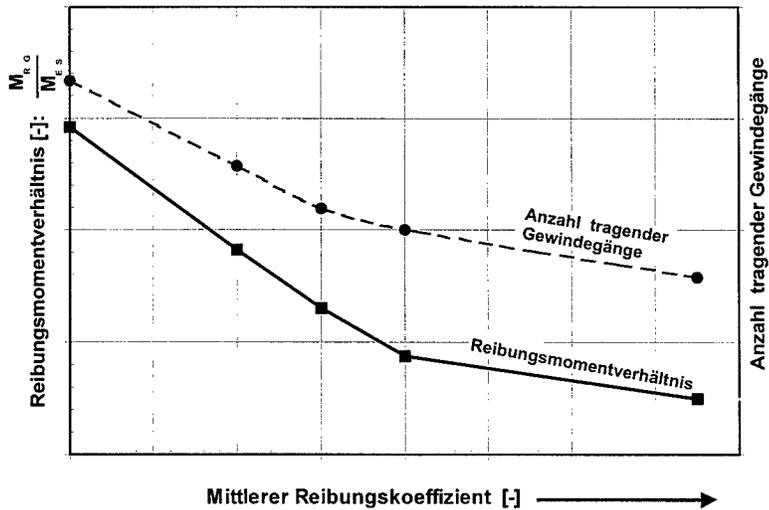


Bild 6-6: Numerisch ermitteltes Reibungsmomentverhältnis und Anzahl tragender Gewindegänge in Abhängigkeit vom mittleren Reibungskoeffizienten

Wie im Falle der Umfangsverdrehung ergibt sich aus der FE-Berechnung mit der Abnahme des Reibungskoeffizienten auch höhere Umfangsverchiebung des Nippelkerns, Bild 6–7. Die exakte Symmetrie der Verteilung um den Nippeläquator und die Abnahme der Umfangsverchiebung von der Nippelstirnfläche in Richtung des Nippeläquators wird durch die modelltechnische Definition der Randbedingungen, die die statische Bestimmtheit des Systems gewährleistet, bedingt. Hier wird die Nippeläquatorebene in Umfangsrichtung festgehalten und die obere bzw. untere Nippelhälfte aufgrund des Gewindereibungsmoments tordiert.

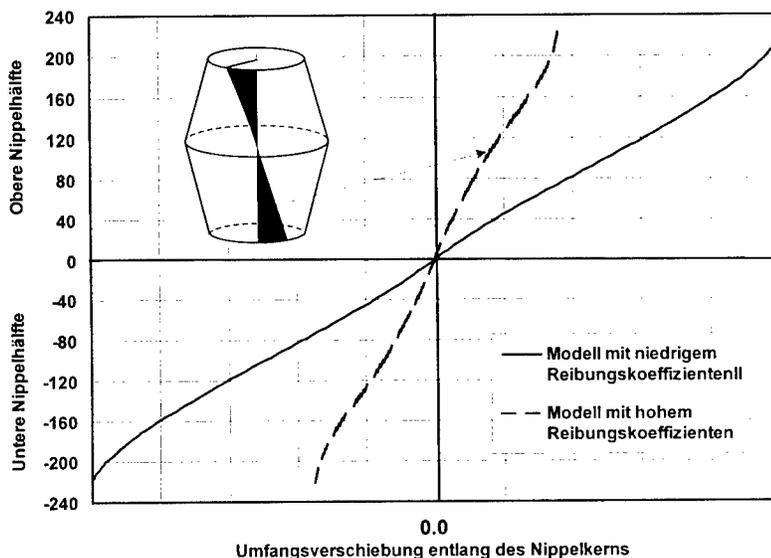


Bild 6–7: Numerisch ermittelte Umfangsverchiebung des Nippels als Funktion des mittleren Reibungskoeffizienten

6.1.2 Einfluß des Reibungskoeffizienten an den Elektrodenstirnflächen

Wie bereits angeführt, kann die Bearbeitung unterschiedliche Oberflächenbeschaffenheiten am Gewinde und an den Elektrodenstirnflächen nach sich ziehen. Weiterhin ist aus der Stahlwerkpraxis bekannt, daß sich aufgrund der langen Lagerzeiten und während des Ofenbetriebs in einigen Fällen Stahlwerkstaub auf die Kontaktflächen setzt, der eine Veränderung der Reibungsverhältnisse herbeiführen kann. Wie die Modifikation des Reibungskoeffizienten an den Elektrodenstirnflächen das Tragbild der Verbindung beeinflusst, wird anhand der Flanken- und Elektrodenstirnflächenbelastung veranschaulicht. Aus Bild 6–8 geht hervor, daß die Herabsetzung des Reibungskoeffizienten an der Elektrodenstirnfläche eine deutliche Zunahme der Anzahl tragender Gewindgänge und eine starke Zunahme der übertragenen Kraft auslöst. Die Erhöhung der in der Verbindung übertragenen Kraft führt zum Aufbau höherer Druckspannung entlang der Elektrodenstirnflächen. vor

allem in der Zone nahe des Gewindes, und zum Abbau an der Manteloberfläche, Bild 6–9. Durch den höheren Gradienten der Druckspannungsverteilung wird eine von außen beginnende Entkopplung begünstigt.

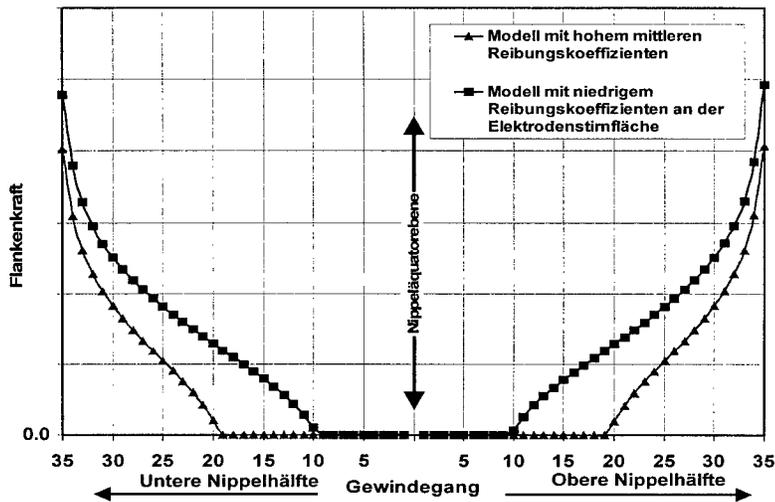


Bild 6–8: Numerisch ermittelte Flankenkraft als Funktion des Reibungskoeffizienten an den Elektrodenstirnflächen

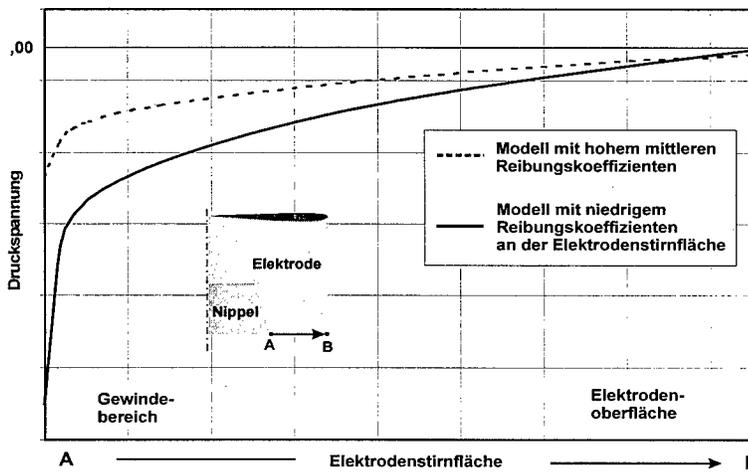


Bild 6–9: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche als Funktion des Reibungskoeffizienten an den Elektrodenstirnflächen

6.1.3 Einfluß des Reibungskoeffizienten am Gewinde

Aufgrund der im Rahmen dieser Arbeit zugrunde gelegten negativen Neigungswinkel stehen während des Verschraubvorganges zunächst die ersten Gewindegänge nahe der Nippelstirnflächen an beiden Nippelhälften in Berührung. Die Zunahme des Anzugsmoments hat zur Folge, daß sukzessiv weitere Gewindegänge in Eingriff kommen. Die Gewindeflanken in unmittelbarer Nähe der Nippelstirnflächen übertragen die größere Kraft. Dies spiegelt sich im höheren Verschleiß in diesen Gebieten gegenüber der Zone am Nippeläquator wider. Das bedeutet, daß sich der Reibungskoeffizient an den Gewindeflanken aufgrund des Einebnens der bereits in Eingriff befindlichen Flanken während des Verschraubens ändert.

Um eine realitätsgetreue Abbildung des Verschraubungsprozesses zu ermöglichen und die sich – wie oben erwähnt - ergebenden Abweichungen zu untersuchen, ist die separate Definition des Reibungskoeffizienten am Gewinde erforderlich.

In Bild 6–10 ist die an den Gewindeflanken übertragene Kraft dargestellt. Infolge der Reduzierung des Reibungskoeffizienten am Gewinde kommt es bei mehr Gewindegängen zu Kraftschluß mit gleichzeitiger Zunahme der an den Gewindeflanken übertragene Kraft.

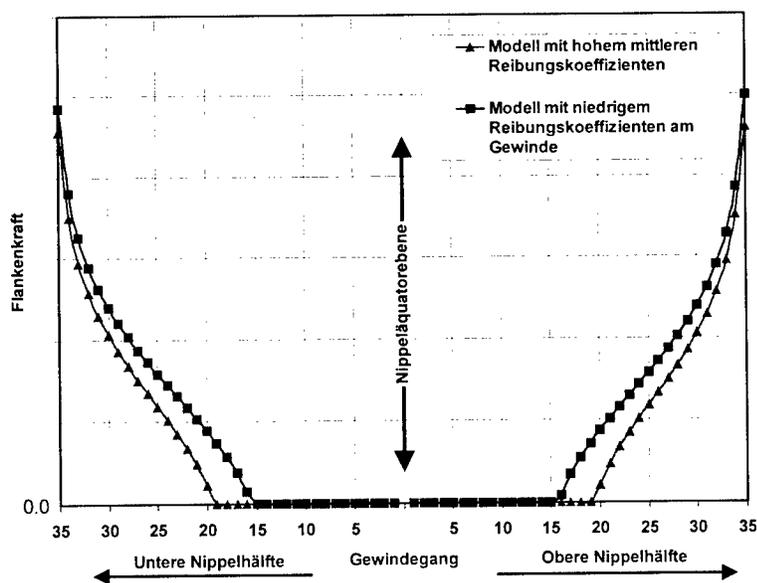


Bild 6–10: Numerisch ermittelte Flankenkraft als Funktion des Reibungskoeffizienten an den Elektrodenstirnflächen

Die geringere Zunahme der übertragenen Flankenkraft in Abhängigkeit vom Reibungskoeffizienten am Gewinde wird begleitet von einer Erhöhung des Gradienten der Druckspannungsverteilung entlang der Elektrodenstirnflächen, Bild 6–11.

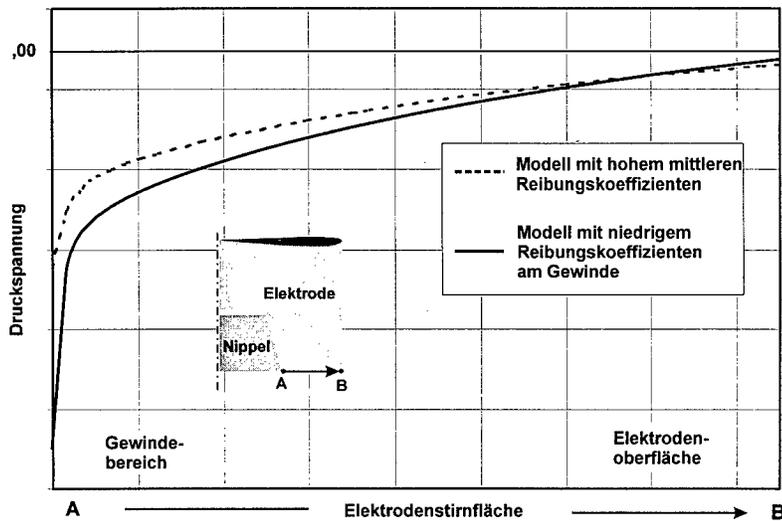


Bild 6–11: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche als Funktion des Reibungskoeffizienten an den Elektrodenstirnflächen

6.1.4 Schlußfolgerung

Zusammenfassend kann generell der Standpunkt vertreten werden, daß die Reduzierung des Reibungskoeffizienten in einer doppelkonischen Gewindeverbindung folgendes bewirkt:

1. Zunahme der Vorspannkraft
2. Zunahme der Anzahl der tragenden Gewindegänge
3. Erhöhung der Druckspannung an den Elektrodenstirnflächen in der Nähe des Gewindes mit gleichzeitiger Abnahme der Druckspannung an der Elektrodenoberfläche.

Die FE-Resultate bezüglich der Variation des mittleren Reibungskoeffizienten bzw. am Gewinde und an den Elektrodenstirnflächen belegen eindeutig, daß der Reibungskoeffizient an den Elektrodenstirnflächen einen ausgeprägteren Einfluß als der am Gewinde auf die Vorspannung hat. Um diesen Sachverhalt zu visualisieren, wurde ein Diagramm,

Bild 6–12 aufgebaut, das den Zusammenhang zwischen der in der Verbindung resultierenden Vorspannkraft und dem Reibungskoeffizienten am Gewinde bzw. an den Elektrodenstirnflächen beschreibt. Zur Erstellung dieses Diagramms wurden einige Rechläufe durchgeführt, um eine möglichst hohe Anzahl von Stützpunkten zu bekommen. Dem im Diagramm umspannten Bereich liegt eine lineare Approximation zugrunde.

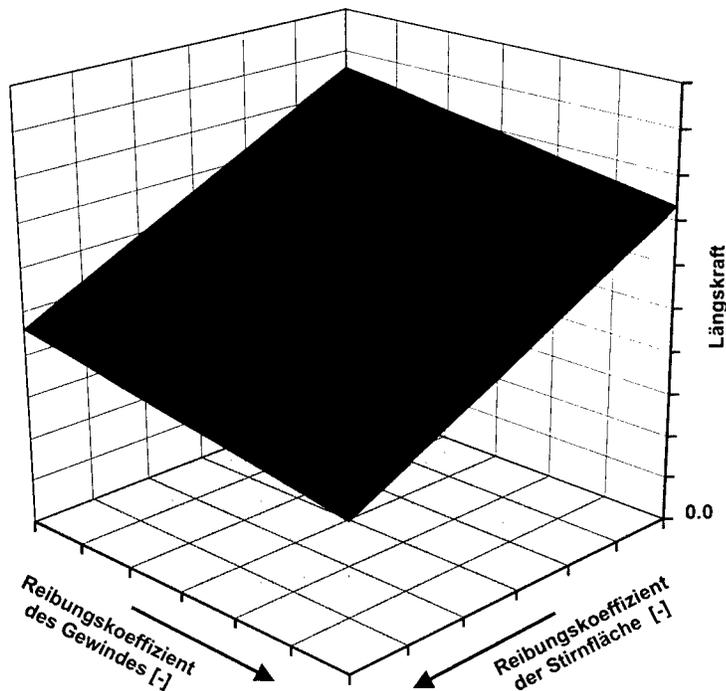


Bild 6–12: Einfluß der Reibungsverhältnisse auf die Vorspannkraft

6.2 Einfluß der Materialinhomogenität

Eine reale Verteilung der Werkstoffkennwerte in Nippel und Elektrode ist aufgrund des Herstellungsprozesses nicht homogen. Bedingt z.B. durch die Parameter des Formgebungsverfahrens (Pressgeschwindigkeit, Form und Temperatur des Mundstücks) differieren die Werkstoffkennwerte über die Höhe und den Radius des Nippels bzw. der Elektrode. Die radiale Inhomogenität wird gegenüber der axialen Inhomogenität als dominant angesehen. Aus diesem Grund wird - ausgehend von den tatsächlich gemessenen Werkstoffkennwerten - der Einfluß ihrer radialen Inhomogenität auf die Eingriffsverhältnisse und auf das Spannungsbild in der Gewindeverbindung untersucht.

In den bisherigen Untersuchungen basierten die orthotropen Werkstoffdatensätze des Elektrodenstranges auf der Annahme einer homogenen Werkstoffkennwertverteilung bei Raumtemperatur, d. h. die Werkstoffkennwerte des Nippels bzw. der Elektrode waren von der Höhe und dem Radius des Elektrodenstranges unabhängig. Da jedoch in der Praxis die Verteilung der Kennwerte in Nippel und Elektrode nicht homogen ist, wird im Rahmen der Arbeit der Einfluß der radialen Inhomogenität auf die Belastbarkeit des Elektrodenstranges untersucht. Routinemäßig durchgeführte Probeentnahmen bestätigen, daß der statische E-Modul um ca. 20% annähernd linear über dem Radius von innen nach außen zunimmt. Daß der radialen Inhomogenität des E-Moduls der Elektrode, größere Aufmerksamkeit zu kommt, als der des Nippels läßt sich folgenden Gründen entnehmen:

1. Aufgrund der größeren Durchmesser der Elektroden gegenüber dem Nippel liegt eine größere Inhomogenität vor
2. Der radiale Gradient des E-Moduls ist größer als der in Längsrichtung.

Der im FE-Modell mit inhomogener Verteilung implementierte orthotrope Werkstoffdatensatz unterscheidet sich vom Modell mit homogener Verteilung lediglich in der radiusabhängigen Verteilung des E-Moduls in Längsrichtung. Durch die Implementierung der radialen Inhomogenität des Werkstoffdatensatzes wird eine Verbesserung der zur Durchführung der FE-Berechnung notwendigen Randbedingungen erzielt. Somit können auch die in der FE-Untersuchung ermittelten Spannungen im Elektrodenstrang besser beurteilt werden. Durch Vergleich der Spannungssituationen in beiden Modellen sollen folgende Fragen geklärt werden:

1. Ist die Berücksichtigung der Inhomogenität der Werkstoffkennwerte in den FE-Rechnungen des großformatigen Elektrodenstranges erforderlich?
2. Soll in der Produktion eine homogene (idealer Zustand) Werkstoffkennwertverteilung angestrebt werden?

Da das FE-Modell des Elektrodenstranges auf einer Segment-Darstellung basiert, gehen drei der aufgenommenen Meßwerte in den Werkstoffdatensatz ein, Bild 6–13. Diese Verteilung stellt aus den gemessenen Werten die größte radiale Inhomogenität des E-Moduls dar. Es wurde ein Gradient des E-Moduls über den Radius zwischen Mittelachse und Mantelfläche der Elektrode von ca. 20 % in der Berechnung berücksichtigt. Die drei radial angeordneten Meßwerte werden in der FE-Analyse als Stützpunkte definiert. Für die dazwischen liegenden Bereiche wird linear interpoliert. Die Auswertung der Resultate für die betrachteten Materialdatensätze zeigt bei gleichen Belastungen eine minimale Änderung in den Kraft- und Spannungsverhältnissen. Die Berücksichtigung der radialen Inhomogenität in der Elektrode führt dazu, daß sich mehr Gewindegänge an der Kraftübertragung beteiligen und die Nippellängskraft zunimmt. Die Kerbspannungen in den Gewindegründen werden von der Implementierung der radialen Verteilung nur geringfügig beeinflusst.

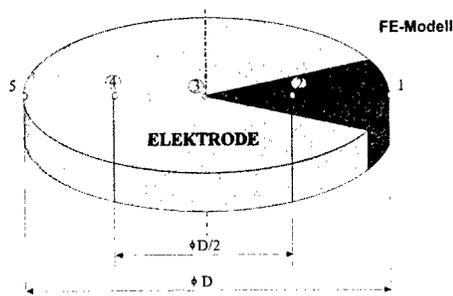


Bild 6-13: Schematische Darstellung der Meßstellen zur radialen Inhomogenität des axialen E-Moduls

Die Ergebnisse der Untersuchung zeigen aber quantitativ einen so geringen Einfluß, daß eine Homogenisierung der Werkstoffkennwertverteilung in der Produktion und die Berücksichtigung der radialen Inhomogenität in den FE-Berechnungen nicht notwendig ist. Diese Aussage trifft zumindest nur für die gemessene und in die FE-Analysen implementierte radiale Werkstoffkennwertverteilung zu. Bild 6-14 und Bild 6-15 geben näheren Aufschluß über die Kräfteverteilung an den Gewindeflanken und die Axialzugspannungen in den Gewindegründen des Nippels.

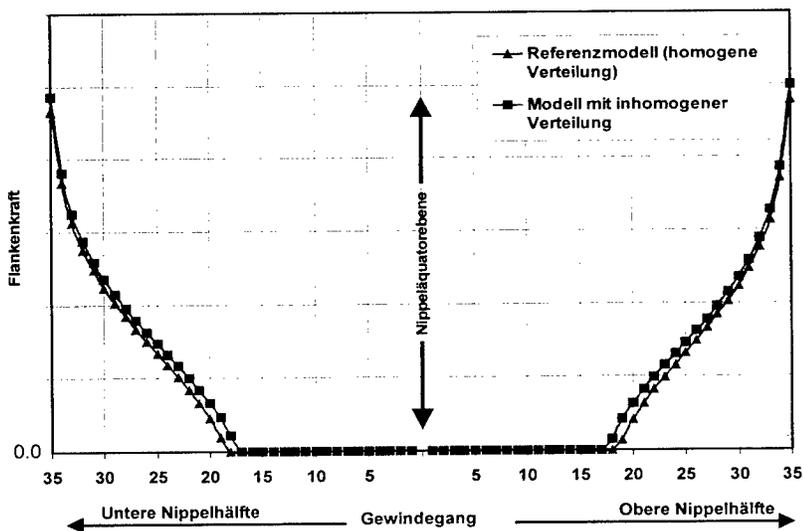


Bild 6-14: Numerisch ermittelte Kräfte an den Gewindeflanken in Abhängigkeit von der Verteilung des axialen E-Moduls

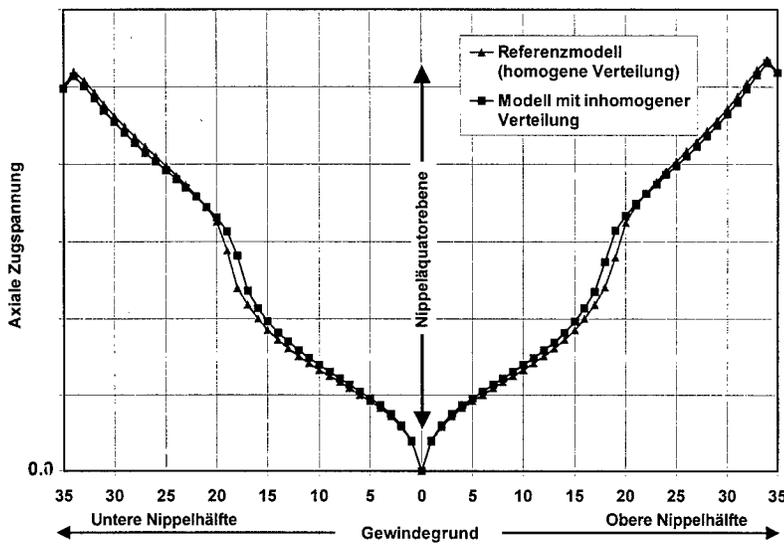


Bild 6-15: Numerisch ermittelte axiale Zugspannung in den Nippelgewindegründen in Abhängigkeit von der radialen Verteilung des axialen E-Moduls des Elektrodenmaterials

6.3 Einfluß der Neigungswinkeldifferenz

Basierend auf dem in Kapitel 3 beschriebenen „Referenzmodell“ einer großformatigen Elektrodenverbindung wurde der Einfluß der Differenzen zwischen dem Neigungswinkel des Nippels und der Elektrodenschachtel auf die durch die Gewindegänge übertragene Kraft und die Spannungssituation in der Elektroden-Nippel-Verbindung bei einem gleich gehaltenen Elektrodenschachtel-Neigungswinkel und gleichem Anzugsmoment untersucht, Bild 6-16. Es wird hier angemerkt, daß das Sollmaß der beiden Neigungswinkel gleich ist. Bei dieser Untersuchung wurde lediglich die Winkeldifferenztoleranz variiert. Alle übrigen Eingangsgrößen blieben dabei unverändert.

Aufgrund der Variabilität der verschiedenen geometrischen Parameter für Nippel- und Schachtelabmessungen sind mehrere Verschraubungszustände der montierten Gewindeverbindung möglich. Für die Generierung des FE-Modells ist dabei zum einen die relative Lage der beiden Elektrodenschachteln zum Nippel, d.h. die axiale Verschiebung der Elektrodenstirnflächen relativ zum Nippeläquator, zum anderen die Eingriffsverhältnisse im Gewinde von Bedeutung. Als Ausgangssituation wird die Lage, in der sich beide Flanken des letzten Gewindeganges (vom Nippeläquator aus gezählt) von Nippel und Elektrode gerade berühren, herangezogen. Dieser Zustand wird als Formschluß bezeichnet.

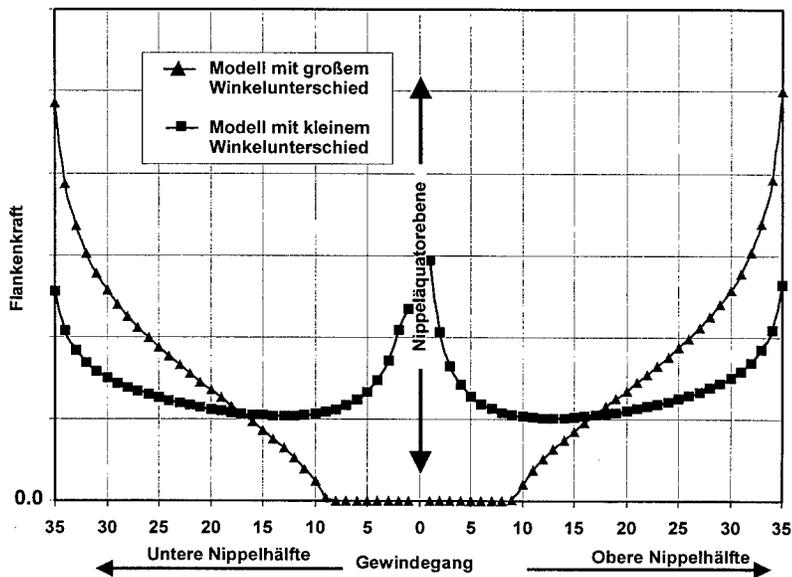


Bild 6-17: Numerisch ermittelte Kraft an den Gewindeflanken

Die Aufweitung der Elektrodenschachtel verursacht höhere Tangentialspannungen an der Elektrodenoberfläche, die die Entstehung von Längsrissen bzw. Längsbrüchen der Schachtel begünstigt. Außerdem führt die Verlagerung der Spannungskonzentrationen in Richtung des Gewindebereichs zu einem höheren Spannungsgradienten an den Elektrodenstirnflächen, die die Entkopplungstendenz (Öffnen der Stirnflächen) herbeiführen können, Bild 6-18.

Bei den Axialspannungen in den Nippelgewindegründen können ähnliche Tendenzen wie in der Kraftverteilung an den Gewindeflanken beobachtet werden. In der Verbindung mit kleinerem Winkelunterschied sind die Gewindegründe des Nippels nahe seiner Äquatorebene einer vergleichsweise größeren axialen Spannung ausgesetzt, Bild 6-19. Diese hohe Belastung der Gewindegänge nahe des Nippeläquators führt zu hohen lokalen Zugspannungen im Bereich des Nippeläquators und erhöht das Risiko eines Nippelglattbruchs.

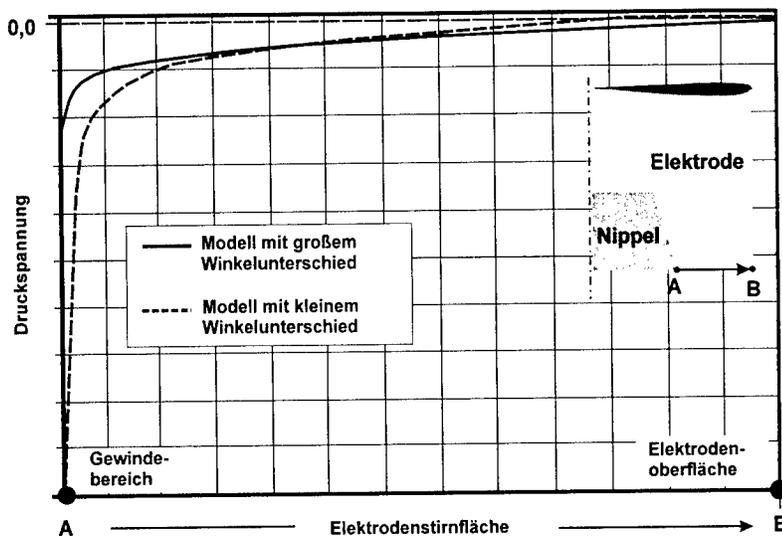


Bild 6-18: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche als Funktion der Neigungswinkeldifferenz

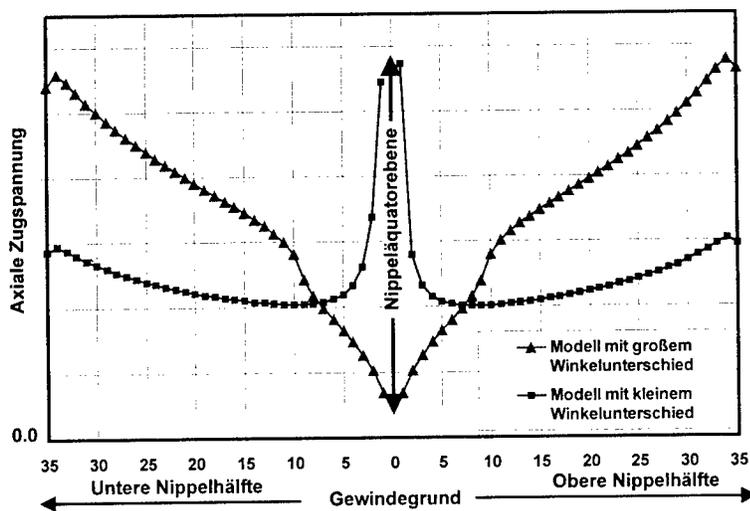


Bild 6-19: Numerisch ermittelte axiale Zugspannung in den Nippelgewindegründen in Abhängigkeit vom Neigungswinkelunterschied

Die Axialspannungen in den Gewindegründen der Elektrodenschachteln in Verbindung mit kleinerem Winkelunterschied erreichen im allgemeinen geringere Druckspannungswerte als in Verbindung mit größerem Winkelunterschied. Eine Ausnahme bildet hier der erste Gewindegrund der oberen Elektrodenschachtel, in dem sich eine hohe axiale Druckspannung aufbaut. Wird eine globale statt eine lokale Betrachtung der Spannungen in der Verbindung zur Auswertung herangezogen, so kann man sehen, daß die absoluten Spannungs-Maxima in den beiden untersuchten Verbindungen nahezu gleich sind.

Bezüglich einer Verkleinerung des Neigungswinkels können aus oben aufgeführten Betrachtungsweisen folgende Erkenntnisse gewonnen werden:

- ◆ Die Gefahr eines äquatorialen Nippelbruchs nimmt zu
- ◆ Elektrodenschachtelböden werden entlastet und somit nimmt die Gefahr eines Querrisses bzw. Querbruches ab
- ◆ Die Zunahme der Tangentialspannung an den Elektrodenstirnflächen kann Längsrißbildung bzw. Längsbruch der Elektrodenschachtel auslösen
- ◆ Der Anteil der unter Druckspannung stehenden Elektrodenstirnflächen nimmt ab
- ◆ Die Zunahme der Vorspannung führt zur Reduzierung der Lockerungstendenzen der Gewindeverbindung
- ◆ Da die Kraft über viele Gewindegänge eingeleitet wird, ist die Gewindeverbindung einen niedrigen Bruchrisiko - unter Einwirkung von Seitenkräften und Vibration des Elektrodenstranges - ausgesetzt.

6.4 Einfluß der Konkavität der Elektrodenstirnflächen

Die FE-Analysen am 3D-Zylinder-Sektormodell mit planparallelen Elektrodenstirnflächen haben gezeigt, daß im Bereich nahe des Gewindes an der Elektrodenstirnfläche hohe Druckspannung entsteht und in Richtung zur Elektrodenoberfläche hin eine Verringerung der Anpreßkraft erfolgt, die letztendlich zur Entkopplung der Elektrodenstirnflächen führt. Der Kontaktverlust zwischen den aufeinanderliegenden Elektrodenstirnflächen wird durch die wegen der doppelkonischen Form der Gewindeverbindung produzierte radiale Aufweitung der Elektrodenschachtel verursacht. Im Betrieb wird dieser Effekt durch die ungleichmäßige thermische Belastung der Verbindung zusätzlich verstärkt. Der Kontaktverlust an den Elektrodenstirnflächen ist für die Sicherheit der Verbindung äußerst gefährlich, da zum einen das Lockern bzw. Losdrehen der Verbindung einsetzen kann, zum anderen der resultierende elektrische Strom bei fehlendem Stirnflächenkontakt nur über den Nippel geleitet wird, was zu thermischen Überlastungen und folglich zu kritischen, bruchverursachenden Spannungswerten führen kann.

Die Idee der konkaven Elektrodenstirnflächen versucht das Druckmaximum nach außen so zu verlagern, daß eine gleichmäßige Belastung der Stirnflächen erfolgt. So läßt sich eine positive Auswirkung auf die Belastung an den Elektrodenstirnflächen erzielen.

Im verwendeten 3D-Zylinder-Sektormodell werden die zylindrischen Elektroden mit konkaven Stirnflächen bis zum ersten Kontakt gegeneinander geschraubt. Diese Lage wird als Ausgangslage für die FE-Berechnung genommen. Für die Erzeugung des Anzugsmoments ist das weitere Drehen der Elektroden ausschlaggebend, Bild 6–20. Die modelltechnische Erzeugung der Konkavität wurde wie folgt realisiert:

Da es sich hier um kleine Konkavitäten handelt, mußten die KEYPOINTS exakt in axialer Richtung modifiziert werden. Durch Drehen der Linie der Stirnfläche um den äußeren Punkt an der Elektrodenoberfläche konnte sichergestellt werden, daß alle KEYPOINTS auf einer Linie liegen. Die neue axiale Lage der KEYPOINTS wurde durch die Bildung der Schnittpunkte der gedrehten und der hierzu definierten senkrechten Hilfslinien bestimmt. Somit wurde die Modifikation der KEYPOINTS durch eine Stauchung der axialen Koordinaten jedes Knotens berücksichtigt, wodurch sich im Stirnflächenbereich der Elektroden eine Netzverfeinerung zur Innenseite hin ergibt.

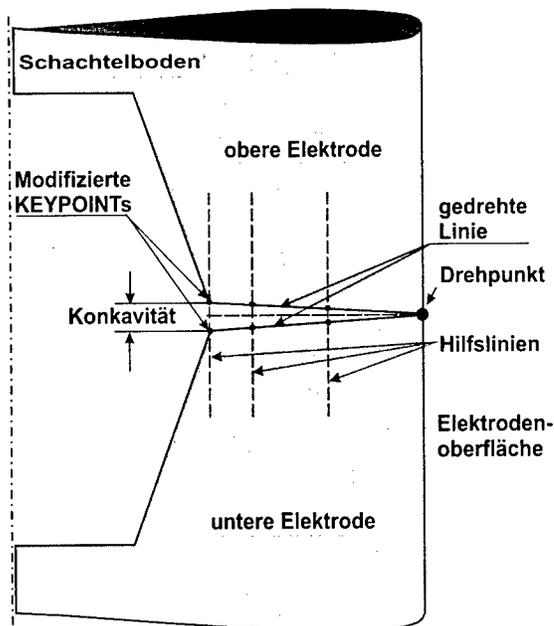


Bild 6–20 Darstellung der konkaven Elektrodenstirnflächen

Ein weiteres Ziel dieser Untersuchung war es u.a. herauszufinden, ob sich die vorgefertigte Konkavität beim Erreichen des empfohlenen Anzugsmoments schließen läßt.

Aus der in Bild 6–21 aufgezeigten Verteilung der übertragenen Flankenkräfte geht hervor, daß die konkave Ausführung zum einen eine niedrigere Vorspannung, zum anderen eine Reduzierung der Anzahl der an der Kraftübertragung beteiligten Gewindegänge erzeugt. Weiterhin fällt auf, daß die Konkavität die Flankenbelastung in Nähe des Schachtelbodens nur geringfügig beeinflusst.

Die Ursache dieses Sachverhaltes ist sicherlich in der höheren Verformbarkeit der Schachtel, die durch das Abtragen von Material herbeigerufen wird, zu suchen. Die in die Verbindung durch das Aufbringen des Anzugsmoments eingeführte Energie wird somit in stärkerem Maße in die elastische Verformung der Schachteln übertragen. Dies wurde auch durch die Zunahme des Verschraubweges bestätigt, der notwendig ist, um das gleiche empfohlene Anzugsmoment wie bei einer planparallelen Ausführung zu erreichen.

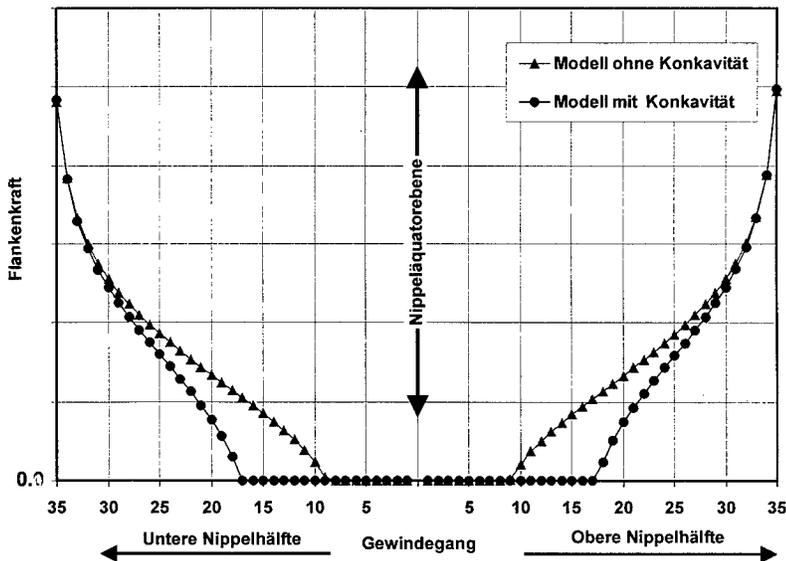


Bild 6–21: Numerisch ermittelte Flankenkräfte als Funktion der Konkavität

Bei den Rechenläufen am zylindrischen Sektormodell stellte sich heraus, daß bereits mit kleiner Konkavität merkliche Veränderungen des Druckverlaufs an den Elektrodenstirnflächen erzielt werden können. Die in Bild 6–22 dargestellten Verläufe repräsentieren die errechnete Druckspannung entlang der Stirnfläche bei einem Anzugsmoment von

6000 Nm. Den Stellen, die sich nicht in Kontakt befinden, wird der Wert Null zugewiesen.

Wie der Druckspannungsverteilung an der Stirnfläche klar zu entnehmen ist, nimmt der Spannungsgradient mit Vergrößerung der Konkavität ab. Eine weitere Vergrößerung der Konkavität wirkt sich auf das Kontaktverhältnis negativ aus und ruft eine Verlagerung des Spannungsmaximums in Richtung zum Elektrodenmantel hervor.

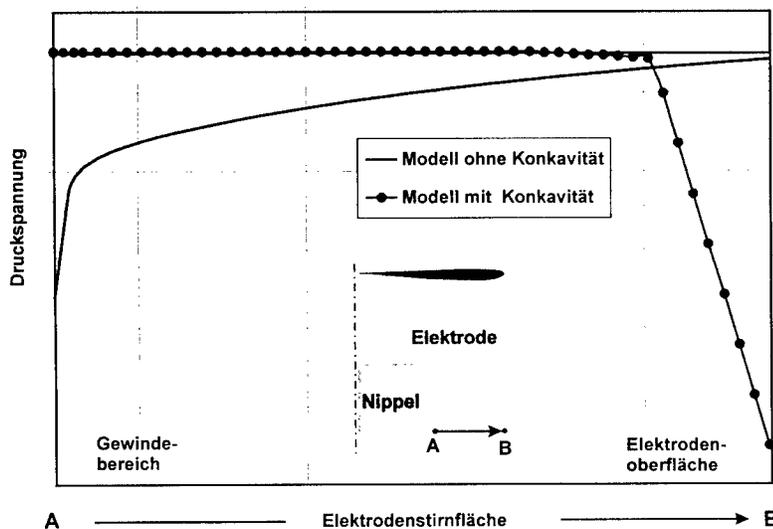


Bild 6-22: Gegenüberstellung der numerisch ermittelten Druckspannungsverteilung an den Elektrodenstirnflächen in Abhängigkeit von der Konkavität

Nimmt man eine lineare Verteilung der Druckkräfte an den Elektrodenstirnflächen an, so können die Wirkungspunkte der resultierenden Vorspannkkräfte und die Abstände zur Mittelachse aufgetragen werden, Bild 6-23. Durch die Verlagerung des Druckmaximums nach außen vergrößern sich die wirksamen Elektrodenstirnflächendurchmesser der resultierenden Vorspannkkräfte. Der Durchmesser ist bei der Ausführung ohne Konkavität klein und nimmt mit zunehmender Konkavität zu. Somit werden höhere Reibungsmomente entsprechend Gleichung (5:24) erreicht, die zur Folge haben, daß die übertragene Vorspannkraft kleinere Werte annehmen kann. Dabei darf allerdings eine maximale Konkavität nicht überschritten werden.

Die Untersuchungen von Junker und Lienemann [JUN-88] weisen darauf hin, daß die Änderung des Reibungsdurchmessers, bedingt durch die Formänderung der Auflageflächen, zur Entstehung von unterschiedlichen Reibungsmomenten an den Auflageflächen führt.

Die extreme Änderung der geometrischen Gestaltung der Elektrodenstirnflächen kann aufgrund des angestrebten Ziels einer hohen Vorspannung als negativ bewertet werden.

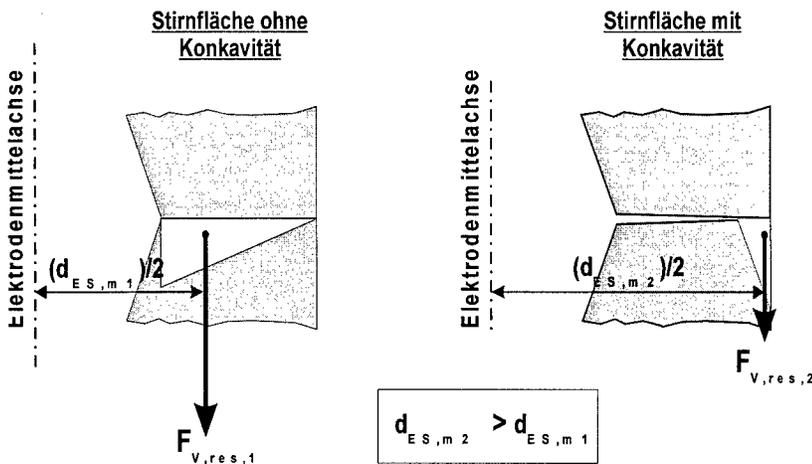


Bild 6-23: Vereinfachte Darstellung der Kräfteverteilung an den Elektrodenstirnflächen in Abhängigkeit von der Konkavität

Schlussfolgerung

Das aufgezeigte Verhalten der Verbindung in Abhängigkeit von der geometrischen Ausführung der Elektrodenstirnflächen gibt Aufschluß über die Möglichkeit, eine Entkopplungsgefahr zu reduzieren bzw. zu vermeiden. Sicherlich kann eine ausreichende Bewertung erst mit der Überlagerung der thermischen Last erfolgen. Dennoch zeigte die aufgezeichnete Tendenz in der „kalten“ Elektroden-Nippel-Verbindung eindeutig, daß mit einer sehr geringen Konkavität eine starke Verlagerung des Druckspannungsmaximums an den Elektrodenstirnflächen in Richtung des Elektrodenmantels erzielt werden kann. Anhand der vorgestellten Untersuchungen läßt sich erkennen, daß die Zunahme des Verschraubweges – aufgrund der steigenden Nachgiebigkeit – eine Erhöhung des aufgebracht Anzugsmoments in Abhängigkeit der gewählten Konkavität erforderlich macht, um den angestrebten Kontaktanteil an der Stirnfläche und eine möglichst hohe Vorspannung zu erreichen.

Wie in den vorangegangenen Kapiteln illustriert, reagiert die Elektroden-Nippel-Verbindung sehr empfindlich auf die Variation des Reibungskoeffizienten und die Neigungswinkeldifferenz zwischen Nippel und Schachtel. Die beiden Maßnahmen bewirken unter anderem eine signifikante Veränderung der Druckspannungsverteilung an den Elektrodenstirnflächen. Deshalb ist das Erreichen einer optimalen und „stabilen“ Elektroden-Nippel-Verbindung nur durch eine gründliche und exakte Abstimmung der hier

untersuchten Designparameter wie Konkavität, Neigungswinkeldifferenz und Reibungskoeffizient möglich.

Ausgehend von den oben gewonnenen Erkenntnissen erscheint die Durchführung weiterer FE-Berechnungen hinsichtlich der Verbesserung des Kontakts an den Elektrodenstirnflächen sinnvoll zu sein. Nachfolgend werden FE-Simulationen vorgestellt, die weiterführende Kombinationen der betrachteten Designparameter erfassen.

6.5 Einfluß des Anzugsmoments und der Konkavität

Die FE-Ergebnisse weisen daraufhin, daß zum einen mit zunehmender Konkavität das Anzugsmoment gesteigert werden muß, damit der Spalt an den Elektrodenstirnflächen geschlossen werden kann, zum anderen kann die Konkavität nicht beliebig vergrößert werden. Große Konkavität ist deshalb unerwünscht, da sogar mit einem hohen Anzugsmoment die Entkopplung an der Innenseite der Stirnfläche nicht vermieden werden kann.

Anhand der Druckspannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche wird in Bild 6-24 exemplarisch aufgezeigt, wie die Erhöhung des aufgetragenen Anzugsmoments das Belastungsverhalten der Verbindung beeinflußt.

Es ergibt sich außerdem, daß die angestrebte Schließung des Spaltes mit dem empfohlenen Anzugsmoment nicht erzielt werden kann. In diesem Fall muß die Elektroden-Nippel-Verbindung mit einem höheren Moment angezogen werden.

Die Zunahme des Anzugsmoments führt - neben der Zunahme der globalen Spannungen vor allem in den Gewindegründen - zur Erhöhung der Vorspannung im inneren Bereich der Elektrodenstirnflächen mit der Folge einer zu geringen Abnahme der axialen Druckspannung am Elektrodenmantel. Dies wird mit der konischen Form der Verbindung und der damit verbundenen Aufweitung der Elektrodenschachteln begründet.

Die in Bild 6-25 dargestellte Kraftverteilung an den Gewindeflanken bei Raumtemperatur zeigt, daß die Anzahl der in Kontakt befindlichen Gewindegänge mit ansteigendem Anzugsmoment zunimmt. Die eingeleitete Kraft an den berührenden Gewindeflanken geht somit zum Teil in die Überwindung des noch vorhandenen Spiels zwischen den sich noch nicht berührenden Gewindeflanken über. Ein ähnlicher Effekt wurde bereits in Kapitel 6.3 festgestellt, wo eine kleine Differenz zwischen dem Nippel- und Elektroden-Neigungswinkel berücksichtigt wurde. Dieser Effekt resultiert vielmehr aus der gegebenen Geometrie.

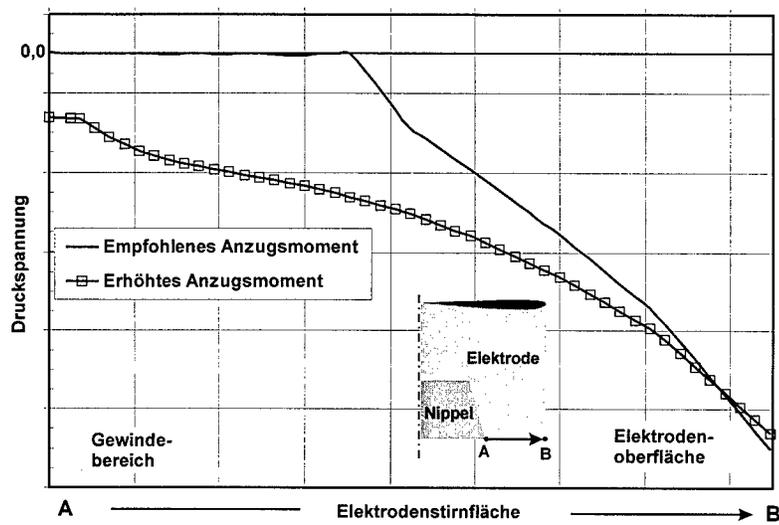


Bild 6-24: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der konkaven Elektrodenstirnfläche als Funktion des Anzugsmoments

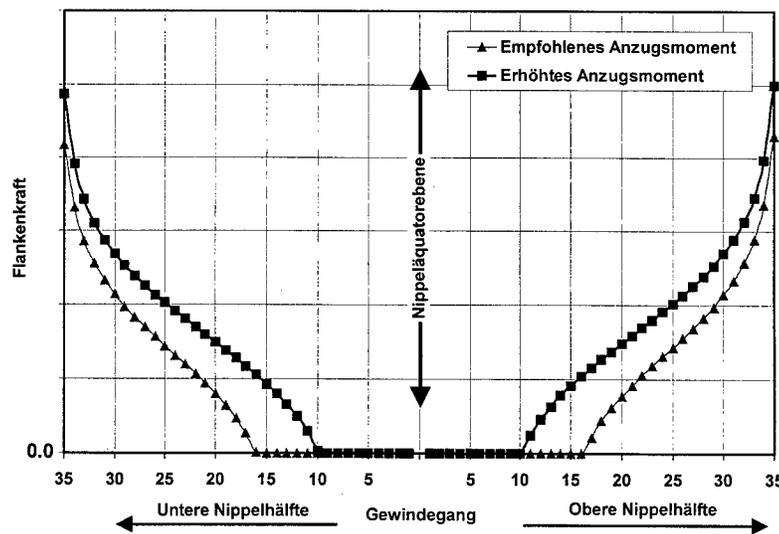


Bild 6-25: Numerisch ermittelte Flankenkräfte als Funktion des Anzugsmoments

6.6 Einfluß des mittleren Reibungskoeffizienten und Nippelneigungswinkels

Um der hohen Belastung des Gewindebereiches in Nähe des Nippeläquators, die auf der Verkleinerung des Neigungswinkelunterschieds - wie in Kapitel 6.3 dargestellt - beruht, entgegenzuwirken, wurde diese Untersuchung mit einem höheren mittleren Reibungskoeffizienten durchgeführt.

Durch die geringere Einschraubtiefe des Nippels in die Schachtel verursacht die Erhöhung des Reibungskoeffizienten - im Gegensatz zur Verkleinerung des Neigungswinkelunterschieds - eine Verlagerung der Belastung in Richtung des Schachtelbodens. Somit kann eine Entlastung der Stirnflächenregionen erreicht werden. Der im Bild 6-27 skizzierte Verlauf zeigt hinsichtlich der Entkopplungsgefahr einen günstigeren Druckspannungsgradienten an den Elektrodenstirnflächen, als es in Bild 6-18 der Fall war.

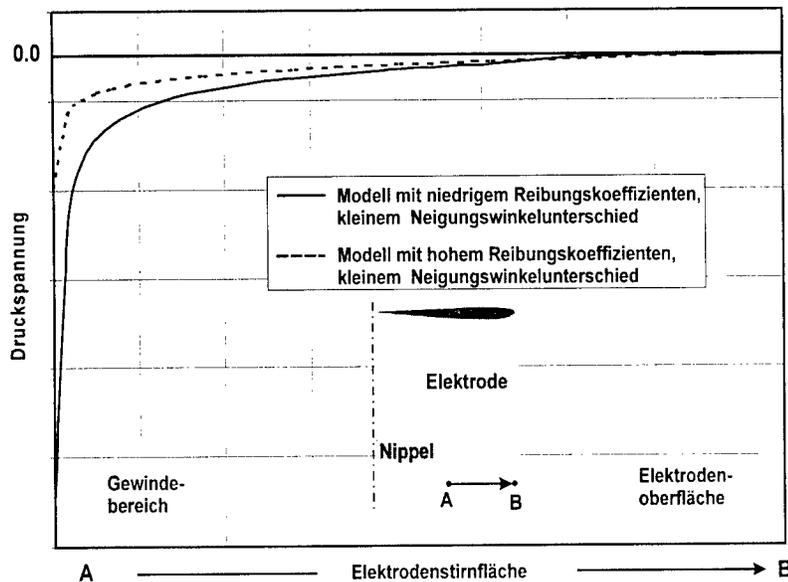


Bild 6-26: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche als Funktion des mittleren Reibungskoeffizienten und des Neigungswinkelunterschieds

Man erkennt beim Betrachten der Flankenkräfte, Bild 6-27, daß im Falle eines höheren Reibungskoeffizienten und eines kleineren Neigungswinkelunterschieds eine höhere Anzahl der tragenden Gewindgänge und im allgemeinen eine niedrigere Vorspannung der Verbindung erzielt wird.

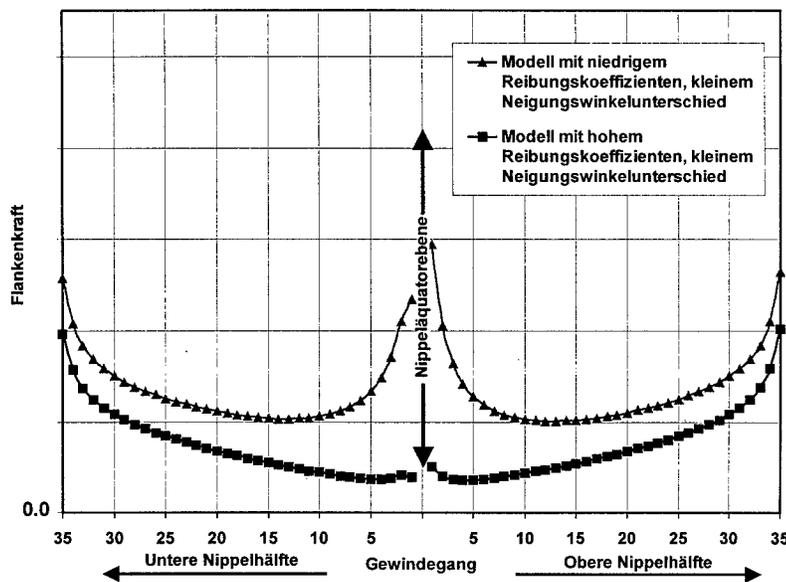


Bild 6-27: Numerisch ermittelte Flankenkräfte als Funktion des Reibungskoeffizienten und des Neigungswinkelunterschieds

6.7 Einfluß des Neigungswinkelunterschieds und der Konkavität

Da die beiden Designparameter das Belastungsbild der Elektroden-Nippel-Verbindung unterschiedlich beeinflussen, wurde nun der Einfluß der gleichzeitigen Variation der Konkavität und des Neigungswinkelunterschieds untersucht. Wie oben erwähnt, verursacht die Implementierung der Konkavität eine Verlagerung des Druckspannungsmaximums an der Elektrodenstirnfläche nach außen derart, daß sich die Stirnflächen in der Innenseite (ohne entsprechende Momenterhöhung) kaum schließen können.

Im Gegensatz hierzu hat die Verkleinerung des Neigungswinkelunterschieds eine Vergrößerung des Druckspannungsgradienten zur Folge. Dadurch stehen die Elektrodenstirnflächen auf der ganzen Fläche bei Raumtemperatur unter einer axialen Vorspannung. Der Bereich des Elektrodenmantels nahe des Gewindes ist einer hohen und der Bereich nahe der Elektrodenoberfläche einer niedrigen Axialdruckspannung ausgesetzt. Eine Entkopplung an der Außenseite ist die Folge.

Dem Bild 6-28 kann entnommen werden, daß die Kombination aus einer konkaven Ausführung und einem kleinerem Neigungswinkelunterschied eine höhere Sicherheit gegen Entkopplung der Elektrodenstirnflächen als die aus einem größerem Neigungswinkelunterschied gewährleistet. Der von der Innenseite der Stirnflächen aus provozierte Spalt kann durch entsprechende Erhöhung des Anzugsmoments eliminiert werden.

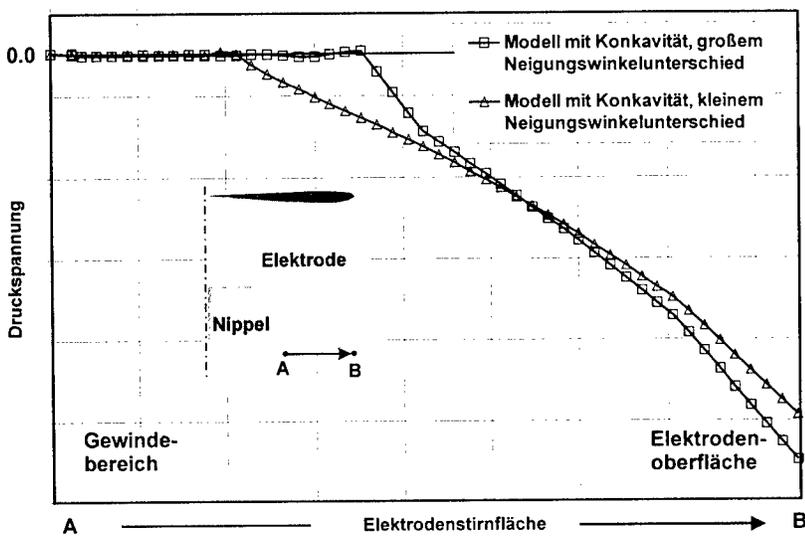


Bild 6-28: Numerisch ermittelte Druckspannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche als Funktion des Neigungswinkelunterschieds und der Konkavität

Wie die in Bild 6-29 dargestellte Kräfteverteilung an den Gewindeflanken nach Aufbringung des empfohlenen Anzugsmoments bei Raumtemperatur zeigt, ist im Falle einer konkaven Stirnfläche und eines kleineren Winkelunterschieds zwischen den Neigungswinkeln des Nippels und der Elektrodenstirnfläche eine Abnahme nahe der Nippelstirnflächen und eine Zunahme der übertragenen Kraft festzustellen. In dieser Verbindung weisen mehr Gewindegänge einen Kraftschluß auf.

Da sich die Gesamtvorspannung in beiden betrachteten Modellen kaum geändert hat und eine höhere Stabilität der Verbindung vor allem gegen dynamische Einwirkungen mit Zunahme der tragenden Gewindegänge erreicht werden kann, ist die Kombination einer konkaven Stirnfläche und eines kleineren Neigungswinkelunterschieds als die bessere anzusehen.

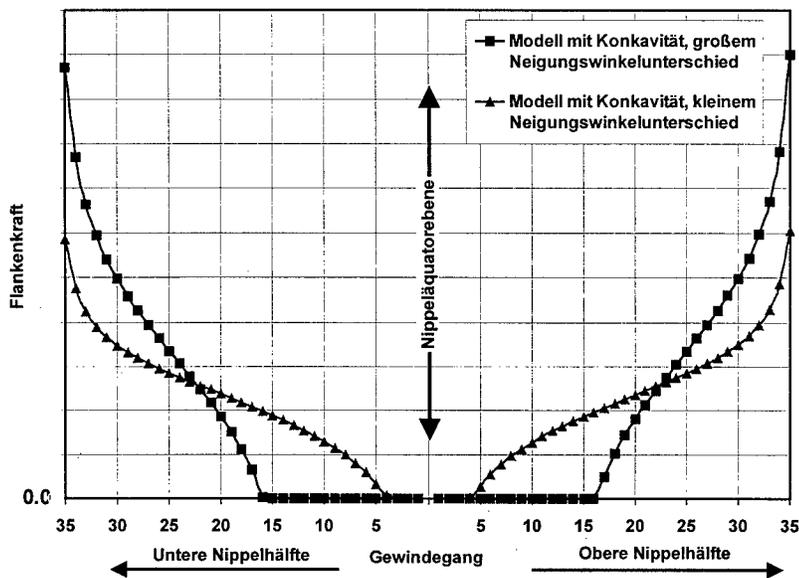


Bild 6-29: Numerisch ermittelte Flankenkräfte als Funktion des Neigungswinkelunterschieds und der Konkavität

6.8 Schlußfolgerung

Anhand der in zahlreichen Berechnungen mittels der FE-Analyse gewonnenen Erkenntnisse wurde der Einfluß der maßgeblichen Designparameter diskutiert. Dabei stellte sich heraus, daß die Änderung eines Designparameters meistens nicht ausreicht, um das Belastungsverhalten der Verbindung allgemein positiv zu beeinflussen.

Da in der vorliegenden Arbeit die Elektroden-Nippel-Verbindung nur bei Raumtemperatur untersucht wurde, war es nicht erforderlich, die Temperaturabhängigkeit der Werkstoffparameter zu berücksichtigen.

Die Optimierung der Elektroden-Nippel-Verbindung fordert eine globale Betrachtungsweise aller relevanten Designparameter, deren Variation folgende Ziele erfüllen müssen:

1. hohe Vorspannung
2. möglichst hohe Kontaktanteile an den Elektrodenstimflächen
3. geringe radiale Aufweitung der Elektrodenschachtel
4. hohe Anzahl der tragenden Gewindegänge und
5. geringe Reibungsmomente

Es wurde außerdem aufgezeigt, daß bei der Kombination von Designparametern ihre Variationsrichtung eine entscheidende Rolle bei der Festlegung der optimalen Eingangsgrößen spielt. Denn in vielen Fällen führt eine Änderung von zwei Parametern zu den gleichen Resultaten, die aber in ihrer Addition unter Umständen die negativen Effekte verstärken. Würde z. B. die Konstellation auftreten, daß eine Verbindung einen niedrigen Reibungskoeffizienten und einen kleinen Winkelunterschied zwischen Nippel- und Elektrodenneigungswinkel besitzt, könnte sich z. B. die Schachtel an ihren Stirnflächen so aufweiten, daß eine Entkopplung nicht zu vermeiden wäre.

Wählt man aber einen niedrigen Reibungskoeffizienten und einen größeren Neigungswinkelunterschied, so kann die Entkopplungsgefahr reduziert bzw. ihr entgegengewirkt werden. Ebenso verhält sich die Verbindung, wenn ein größerer Neigungswinkelunterschied mit einer konkaven Stirnfläche und einem höheren Reibungskoeffizienten kombiniert wird. Hier würde man das Anzugsmoment enorm vergrößern müssen, damit der Spalt an den Elektrodenstirnflächen geschlossen werden kann.

Weiterhin muß die Elektroden-Nippel-Verbindung nach Abschluß der Montage und während des Betriebs eine höhere Sicherheit gegen Lockerung bzw. selbsttätiges Losdrehen besitzen. Zur genaueren Beurteilung des Löseverhaltens der Gewindeverbindung wurden zahlreiche Versuche durchgeführt, die die Untersuchung folgender Faktoren zum Ziel hatten:

1. Vorspannkraftabfall
2. Lösbarkeit der Verbindung und
3. das Momentenverhältnis beim Anziehen und Lösen

Die im statischen Fall durchgeführten Versuche belegen eindeutig, daß bei einem niedrigeren Reibungskoeffizienten – trotz der höheren Vorspannkraft und der höheren Anzahl der tragenden Gewindegänge - die Verbindung leichter geöffnet werden kann. Das bedeutet, daß eine höhere Vorspannung alleine einer höheren Sicherheit gegen Öffnen der Verbindung nicht gleich gesetzt werden kann. Vielmehr müssen sowohl geometrische Designparameter als auch Reibungskoeffizient (wie aufgezeigt) optimal angepasst werden.

Bei den statischen Analysen wurden dynamische Einflüsse, die im Betrieb auftreten können, vernachlässigt. Es wird allerdings vermutet, daß gerade diese Einflüsse, die sich in Form von Schwingungen des Elektrodenstranges und Tragarm-Elektroden-Systems bemerkbar machen, zu Elektrodenbrüchen (Schwingungsbrüchen) im oberen Teil des Stranges führen können. Außerdem besteht der Verdacht, daß sich die obere Verschraubung der einzelnen Elektrodenstücke durch Schwingungen lösen kann, wodurch ungünstige Betriebsverhältnisse entstehen. Die weiterführenden Untersuchungen sollen vor allem klären, inwieweit die Berücksichtigung von Schwingungen die Abhängigkeit zwischen der in der Verbindung resultierenden Vorspannkraft und der Oberflächengüte der Kontaktflächen beeinflusst. Diese Erkenntnis wird dazu dienen, u. a. genauere Aussagen bezüglich des Löseverhaltens treffen zu können (mehr dazu im folgenden Kapitel).

7. Anwendung, Folgerung und Ausblick

In den bisherigen FE-Untersuchungen, die für die Optimierung der Gewindeverbindung fundamental sind, wurde lediglich das Verhalten der Gewindeverbindung unter Berücksichtigung statischer Bedingungen diskutiert. Die dafür zugrunde gelegten 3D-Sektormodelle, die sich durch eine exakte Beschreibung des Gewindes und somit der realen Abbildung der Eingriffs- bzw. Belastungsverhältnisse auszeichnen, dienen als geeigneter Werkzeugkasten für detaillierte statische Untersuchungen. Dynamische Einflüsse, die im Betrieb auftreten können, wurden jedoch in der FE-Berechnung nicht implizit einbezogen.

Die dynamischen Belastungen des Elektrodenstrangs entstehen durch die pulsierenden Kräfte verschiedener Herkunft, die sich sowohl in vertikaler als auch in horizontaler Richtung auswirken. Dynamische Lasten in vertikaler Richtung können durch eine Verformung des Nippelkerns und der Schachtel Relativbewegungen im Gewinde und horizontale Belastungen Relativbewegungen an den Elektrodenstirnflächen herbeiführen. Derartige Belastungen sind für die Auslegung einer stabilen Gewindeverbindung von großer Bedeutung. Sie begünstigen die Setzerscheinungen bzw. Kriechvorgänge die dazu führen, daß durch die Glättung bzw. plastische Verformung die Oberflächen einander angeglichen und Oberflächenrauheiten eingeebnet werden. Dadurch wird die für die Verbindung sehr wichtige und wirksame Vorspannkraft abgebaut. Die Folge ist das Versagen durch Lockerung bzw. selbsttätiges Losdrehen der Verbindung.

In einem Elektrodenstrang bedeutet die Abnahme der Vorspannkraft, daß der vom Nippel zu übertragene Anteil der Gesamtbetriebskraft zunimmt. Nippelglatt- bzw. Schachtelbrüche können die Folge einer zu niedrigen Vorspannkraft sein. Besonders bei überlagerten Biegebelastungen wird ein derartiges Versagen wahrscheinlicher.

Ziel der in diesem Kapitel vorgestellten Untersuchung ist es, unter Nutzung der mit dem 3D-Sektormodell gewonnenen Erkenntnisse das Biegeverhalten eines im Gleichstromlichtbogenofen eingesetzten Elektrodenstrangs numerisch zu untersuchen. Hierfür wurden einige Programme entwickelt, mit denen verschiedene Einflüsse auf das Biege- und somit Schwingungsverhalten durch Änderung des jeweiligen Parameters untersucht werden können. Besonderes Augenmerk wurde dabei auf die Änderung der Vorspannkraft bei der entsprechenden Modifikation der zu untersuchenden Elektrodenstranglänge, Durchmesser, usw. gelegt.

In der Literatur existieren bereits einige Untersuchungen, die das Biege- und Schwingungsverhalten sowie die Ursache für die Entstehung von Schwingungen im Lichtbogenofen behandeln. Da sich diese Berichte jedoch ausschließlich auf den Drehstromlichtbogenofen beschränken, ist zu überprüfen, ob sich die beschriebene Anregungsursache auch auf den Gleichstromlichtbogenofen übertragen läßt. Für die Schwingungen im Drehstromlichtbogenofen werden selbstinduzierte elektrodynamische Kräfte, welche durch die gegenseitige Beeinflussung der Magnetfelder der drei Elektrodenstränge des Drehstromlichtbogenofens hervorgerufen werden, verantwortlich gemacht. Über die Ursachen von Elektrodenbrüchen durch Schwingungen im Gleichstromlichtbogenofen existieren nur dürftige Veröffentlichungen. Dies liegt daran, daß die Technik des Gleichstromlichtbogenofens im Vergleich zu der des Drehstromlichtbogenofens noch

verhältnismäßig jung ist, so daß bezüglich der Schwingungsprobleme noch relativ wenig Erfahrung gesammelt werden konnte. Ein weiterer Grund in diesem Zusammenhang ist wohl die Tatsache, daß keine Firma gerne über Probleme berichtet, da dies oft als Negativwerbung betrachtet wird. Fest steht jedoch, daß der Elektrodenstrang des Gleichstromlichtbogenofens sehr viel weniger als der eines Wechselstromlichtbogenofens vibriert, [BOW-93].

7.1 Biegebeanspruchung im Gleichstromlichtbogenofen

Es gibt zahlreiche Effekte, die eine Kraftwirkung auf das Tragarm-Elektroden-System ausüben. In der Praxis treten meist mehrere dieser Effekte gleichzeitig auf. Die Ursache für die Entstehung von Schwingungen ist somit nicht in einem einzigen dieser Vorgänge zu suchen. Vielmehr überlagern sich mehrere Kraftwirkungen und führen in einem ungünstigen Fall zu einer Schwingungsanregung. Es ist jedoch stets zu unterscheiden, ob eine konstante oder wechselnde Kraftwirkung vorliegt, da Schwingungen nur durch eine sich in ihrer Größe und/oder Richtung ändernde Kraft entstehen können.

Da die magnetischen Kräfte im DC-Ofen, abgesehen von der magnetischen Kraftwirkung durch eine mangelhaft arbeitende Stromregelung und der Kraftwirkung durch Schmelzbadbewegungen, allesamt als konstant anzusehen sind, spielen sie als alleinige Anregungsursache keine Rolle. Eine wechselnde Kraftwirkung entsteht bei diesen magnetischen Effekten durch Unsymmetrien somit nur in Zusammenhang mit einer unzureichenden Stromstärkeregelung. Eine Kraftwirkung durch die Schmelzbadbewegung scheidet als Ursache jedoch wahrscheinlich aus, da zu Beginn der Einschmelzphase, bei der die meisten Schwingungsbrüche auftreten, ein sehr kleines Schmelzbad vorhanden ist und mit fortlaufendem Schmelzbetrieb das Schmelzbad zwar größer wird, die Häufigkeit der Schwingungsbrüche jedoch abnimmt.

Auch die transienten Effekte kommen kaum für einen Schwingungsbruch in Frage, da die mechanische Beanspruchung im Moment des Impulses meist viel kritischer ist als die dadurch hervorgerufenen Schwingungen. Falls ein Elektrodenbruch somit z.B. durch einen Schrotsturz auftritt, liegt die Ursache meist in der Biegebeanspruchung durch den Schrotsturz auf die Elektrode. Der Elektrodenstrang wird somit gar nicht zu Schwingungen angeregt, da er bereits im Moment des Impulses versagt.

Lichtbogenabbrisse treten ebenfalls zumeist zu Beginn der Einschmelzphase auf, wenn die Schmelzbadbedingungen sich noch nicht stabilisiert haben und der Lichtbogen rund um die Elektrode von einem Schrottstück zum anderen springt. Diese Begebenheit wird durch die Aussage bestätigt, daß auch die Schwingungsbrüche zu Beginn des Einschmelzvorgangs am häufigsten auftreten. Beim Lichtbogenabriß handelt es sich zwar nur um einen kleinen Impuls (Schubwirkung) an der Elektrodenstrangspitze. Jedoch kann bereits eine kleine Kraft an der Elektrodenstrangspitze durch die großen Tragarmabmessungen zu einer großen Auflagerreaktion an der Einspannung des Tragarms, der Höhenverstellung, führen. Bei einer hydraulischen Höhenverstellung mittels Hubzylinder liegt keine ideale feste Einspannung durch die Kompressibilität des

Hydrauliköls in den Hubzylindern vor. Durch die Auflagerreaktion in der Einspannung tritt somit wegen der Kompressibilität der Hubzylinder eine kleine Verschiebung bzw. Verdrehung auf, welche wiederum eine große Verschiebung – bedingt durch die Tragarmabmessungen – an der Elektrodenstrangspitze zur Folge hat. Ein weiterer wichtiger Aspekt ist, daß bei jedem Lichtbogenabriß zwei Impulse erzeugt werden, einmal beim Lichtbogenabriß und zum anderen beim erneuten Zünden des Lichtbogens.

Im Lichtbogenofenbetrieb sind für die Sicherheit des Elektrodenstranges zwei Arten von Biegemomenten von großer Bedeutung. Zum einen wird ein Biegemoment aufgrund von Schrottsturz und der darauffolgenden Berührung der Schrottteile mit dem Elektrodenstrang hervorgerufen. Zum anderen wird beim Ablassen des flüssigen Stahls, bedingt durch die Konstruktion bestimmter Öfen, der Elektrodenstrang mit dem Ofen aus seiner vertikalen Lage ausgelenkt.

In den nachfolgenden Untersuchungen werden - in erster Vereinfachung - die dynamischen Belastungen als gleichbleibende seitlich oder axial wirkende Kraft angenommen.

7.2 Programmkette zur FE-Berechnung

Das bereits beschriebene und experimentell verifizierte dreidimensionale Sektormodell des Elektrodenstranges diene der Ermittlung der auftretenden Spannungen nach Aufbringen des Anzugmoments. Da hier ein komplizierter unsymmetrischer Belastungsfall vorliegt, kann dieses Modell zur Berechnung bzw. Überlagerung der Biegebelastung nur bedingt angewendet werden. Die Berücksichtigung der Biegebelastung in der FE-Simulation erfordert entweder eine Aufbringung der Biegelasten am bestehenden Sektormodell über den Fourier-Ansatz oder eine volle sich über 360° erstreckende Modellierung des Elektrodenstranges.

Die Möglichkeit der Aufbringung der Biegelast am Sektormodell würde gegenüber dem zweiten Lösungsweg zeitliche Vorteile bringen. Die Implementierung des Fourier-Ansatzes für den Fall der Biegelast am Elektrodenstrang wurde jedoch im Rahmen dieser Arbeit nicht behandelt.

Die alternative Berechnung zur Berücksichtigung des Biegemoments muß wegen der begrenzten Rechenkapazitäten am gesamten Elektrodenstrang zunächst ohne Berücksichtigung der detaillierten Gewindegeometrie durchgeführt werden. In diesem FE-Modell „*3D-Kegel-Modell*“, Bild 7-1, werden die Gewindegänge des Nippels und der Elektroden nicht berücksichtigt. Der Nippel wird somit als Kegelstumpf dargestellt. Er wird mittels Kopplung der Verschiebungen gegenüberliegender Knoten mit den Schachteln verbunden. An den sich berührenden Elektrodenstirnflächen werden 3D-Kontaktelemente definiert. Durch das Einspannen des Elektrodenstranges an seinem oberen Ende ist das Gesamtsystem somit statisch bestimmt. Die thermisch bedingte Ausdehnung des Nippels ermöglicht – durch Aufbringung negativer Temperaturlast – die Erzeugung der notwendigen Vorspannung der Verbindung

Mit Hilfe dieses FE-Modells können lediglich gute Aussagen bzgl. der Druckspannungsverteilung an den Elektrodenstirnflächen gemacht werden. Durch Vergleich der FE-Ergebnisse des bereits vorgestellten 3D-Sektor-Modells mit denen des 3D-Kegel-

Modells kann beurteilt werden, ob die gewählte Temperatur ausreichend ist, um die gewünschte Druckspannungsverteilung entlang der Elektrodenstirnflächen zu gewährleisten.

Will man den Einfluß der Biegebelastung nicht nur an der Elektrodenstirnfläche sondern auch im Gewinde untersuchen, so ist das 3D-Kegel-Modell nicht geeignet. Mit einem weiteren FE-Modell „3D-Gesamt-Modell“, Bild 7-1, werden die Gewindegänge vereinfacht und als axialsymmetrisch - ohne Berücksichtigung der Gewindesteigung - generiert. Die Vernachlässigung der Gewindesteigung hat zur Folge, daß der Generierungs- und Rechenaufwand reduziert wird. Der Kontakt an den Gewindeflanken und Elektrodenstirnflächen wurde mit dem Einsatz von 3D-Kontaktelementen hergestellt. Die Normalkräfte konnten somit berechnet und ausgewertet werden.

Zur Durchführung dieser FE-Analyse steht eine leistungsstarke Workstation (SGI Origin, mit 24 Prozessoren und über 8 GB Hauptspeicher) zur Verfügung. Trotz der hohen Performance dieser Workstation konnten nicht alle Gewindegänge in der Berechnung berücksichtigt werden. Für eine hinreichende Stabilität des Rechenmodells werden 4 Gewindegänge pro Nippelseite nahe dem Schachtelboden generiert. Genauso wie im 3D-Kegel-Modell konnte die Vorspannung durch eine Vordehnung des Nippels mittels negativer Temperaturlast erzeugt werden.

Aufgrund der Tatsache, daß in der der Einspannung nächstliegenden Gewindeverbindung die maximalen Biegemomente induziert werden, wird zur Untersuchung der Biegebelastung die untere und auf Biegung wenig belastete Gewindeverbindung vernachlässigt.

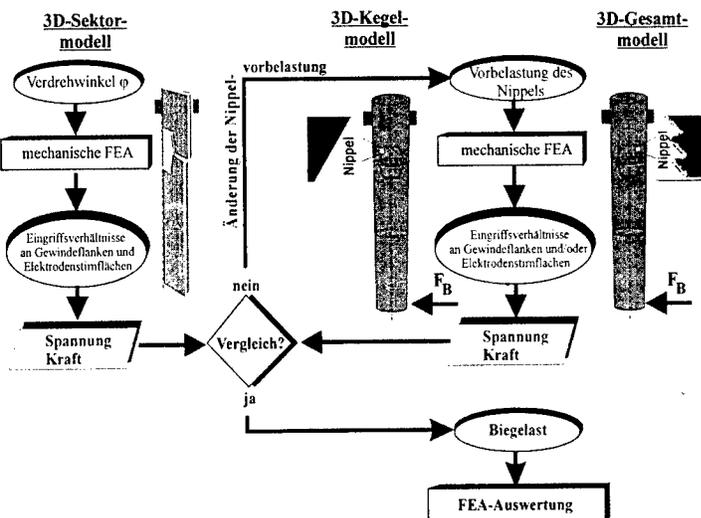


Bild 7-1: Ablauf zur FE-Untersuchung der Biegebelastung

7.3 Vergleich der FE-Resultate

Anhand des Vergleichs der Druckspannungsverteilung (ohne Biegung) entlang der Elektrodenstirnflächen wird deutlich, daß die Ergebnisse - trotz der angenommenen Vereinfachungen des 3D-Kegel- und 3D-Gesamt-Modells - tendentiell gut mit den Ergebnissen des 3D-Sektor-Modells übereinstimmen, Bild 7-2. Im Falle des 3D-Kegel-Modells ist deutlich zu sehen, daß das Fehlen des Gewindes gegenüber dem 3D-Sektor-Modell zur Abnahme der Druckspannung im inneren Bereich führt.

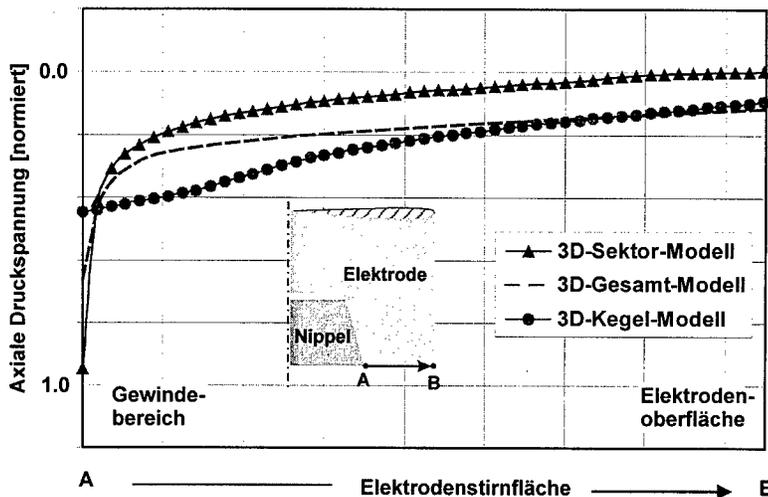


Bild 7-2: Vergleich der numerisch ermittelten Druckspannungsverteilung an den Elektrodenstirnflächen (ohne Biegelast)

Eine weitere Vergleichsmöglichkeit stellt die im Nippel resultierende Zugbelastung dar. Da in allen drei Modellen Kontaktelemente bzw. Kopplungen generiert wurden, können die erzeugten Zugbelastungen berechnet werden. Der in Bild 7-3 aufgestellte Vergleich zeigt, daß die mittels einer thermischen Last produzierte Vorspannung nahezu identische Werte vor allem im Gewindebereich wie im Falle des bereits experimentell verifizierten 3D-Sektor-Modells liefert. Die Abweichung der Zugspannung im Nippelkern des 3D-Kegel-Modells deutet daraufhin (wie auch an der Stirnfläche), daß das Fehlen des Gewindes zur Abnahme der Druckspannung in diesem Bereich führt.

In Anbetracht der in den Modellen getroffenen Annahmen wurde damit die Brauchbarkeit von FE-Modellen und FE-Modellrechnungen zur Analyse und Optimierung der Graphitelektrodenstränge überprüft. Aufbauend auf der erarbeiteten Basis konnten daher

weiterführende FE-Rechnungen zur Untersuchung des Biegeinflusses an den vorgestellten FE-Modellen durchgeführt und ausgewertet werden.

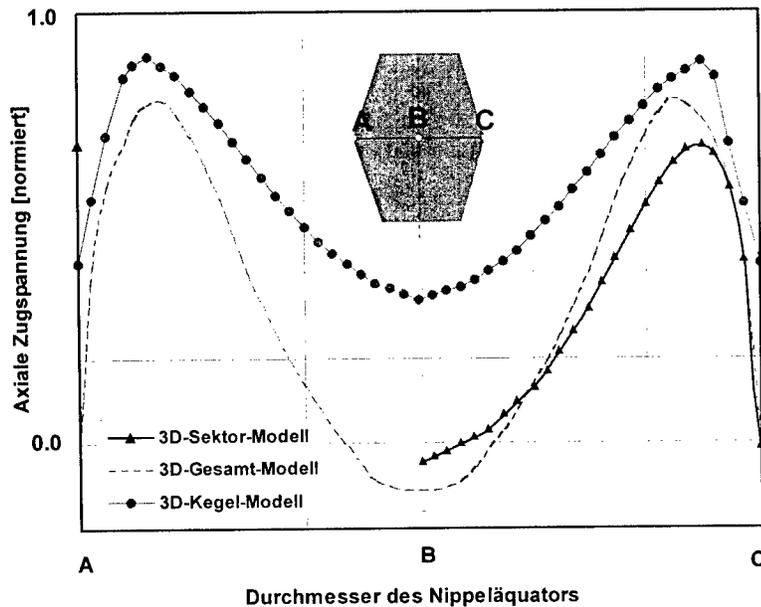


Bild 7-3: Vergleich der numerisch ermittelten Axialspannungsverteilung am Nippeläquator (ohne Biegelast)

7.4 Einfluß horizontaler Biegebelastung

Zusätzlich zu der bereits erzeugten Vorspannung wird die Verbindung mit einer an der Strangspitze seitlich wirkenden Kraft belastet. Sie führt zur seitlichen Auslenkung der Strangspitze. Die Verbindung erfährt somit eine Biegebelastung, die unter Umständen ein Versagen durch Bruch herbeiführen kann. In der Gewindeverbindung wird die durch das Biegemoment entstandene Zugspannung ausschließlich durch den Nippel übertragen. Im Bild 7-4 ist deutlich zu erkennen, daß die Kopplungen der Verschiebungen im 3D-Kegel-Modell zur reinen Biegebelastung (Idealbiegung) des Nippels führen. Dies hat zur Folge, daß die neutrale Faser ihre Position beibehält und die Spannungen im Nippelkern sich nicht ändern.

Die reale Elektroden-Nippel-Verbindung stellt ein drei Körper-System dar, in dem das Biegemoment eine seitliche Verkantung bzw. Verschiebung des Nippels verursacht. Dadurch wird der Verlauf der reinen Biegespannung derart überlagert, daß die neutrale

Faser in Richtung der Druckseite verschoben wird. Dieser Sachverhalt ist im 3D-Gesamt-Modell, Bild 7-5 ersichtlich.

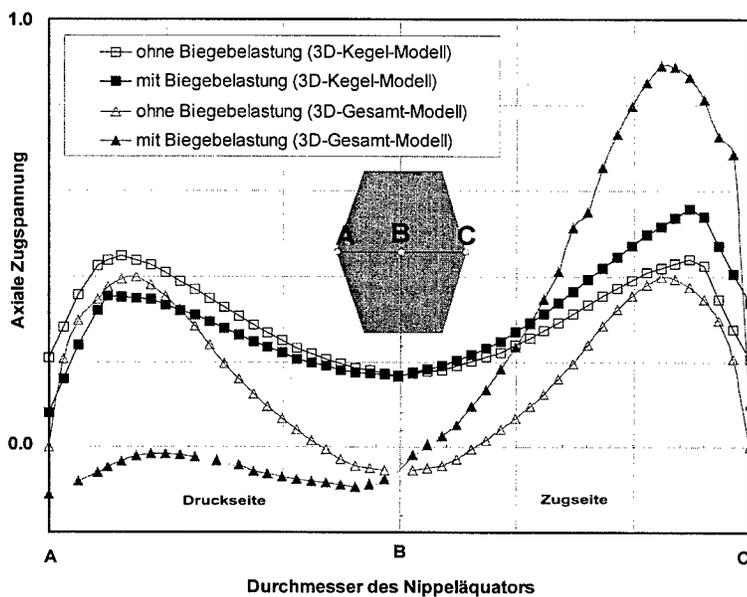


Bild 7-4: Einfluß der horizontalen Biegelast auf die Spannungsverteilung am Nippeläquator

Gleichzeitig wird die Elektrodenstirnfläche an der Zugseite entlastet und an der Druckseite mehr belastet. Der Vergleich der im Bild 7-5 dargestellten Druckspannungsverläufe beider Modelle weist eine prinzipielle Abweichung auf. Im 3D-Kegel-Modell verursacht die Biegebelastung erwartungsgemäß eine Abnahme der Druckspannung an der Elektrodenstirnfläche auf der Zugseite und eine Zunahme der Druckspannung auf der Druckseite in unmittelbare Nähe des Gewindebereiches. Da der Nippel durch die Kopplungen der Verschiebungen mit der Schachtel festgebunden ist, kann keine Relativbewegung zwischen Nippel und Elektroden auftreten. Dies führt zur Erhöhung der Druckspannung im inneren Bereich der Stirnflächen (auf der Druckseite). Die Zunahme der Druckspannung wird mit einem von rechts außen beginnenden Aufklaffen der Stirnflächen begleitet. Bei einer ausreichend hohen Biegelast kann der Kontakt der Elektrodenstirnflächen an der Zugseite völlig abgebaut werden.

Da die Biegebelastung in der realen Gewindeverbindung zusätzlich zur reinen Biegung noch eine seitliche Verkantung des Nippels verursacht, überträgt der Nippel einen Anteil der Biegebelastung über eine seitliche Abstützung, [TRE-81]. Im Falle des 3D-Gesamt-Modells wird die Druckspannung von etwa der Hälfte der Elektrodenstirnflächen und einem kleinen Flächenanteil des Nippels aufgenommen, Bild 7-5.

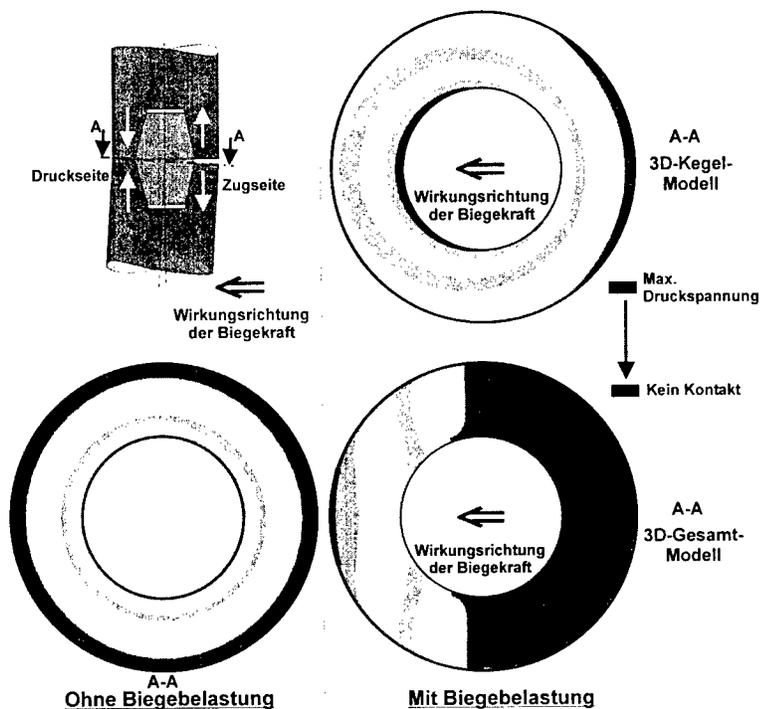


Bild 7-5: Einfluß der horizontalen Biegebelastung auf die Spannungsverteilung an der Elektrodenstirnfläche

Bild 7-6 zeigt eine Gegenüberstellung der Biegebelastung und die daraus resultierenden Verformungen bzw. Verschiebungen im Graphitelektrodenstranges, die mit den vorgestellten Modellen berechnet wurden. Aus dem Bild geht hervor, daß Relativbewegungen sowohl an den Elektrodenstirnflächen als auch im Gewinde stattfinden. Die Querbewegung der unteren Elektrode gegenüber der oberen führt zur Verlagerung des Druckspannungsmaximums nach außen.

Wenn die Querverschiebungen noch mit einem Richtungswechsel der äußeren Biegebelastung begleitet werden, kann ein selbsttätiges Losdrehen der Verbindung auftreten. Relativbewegungen in den gepaarten Gewinden und Stirnflächen heben die Selbsthemmung auf, so daß das innere Losdrehmoment der Verbindung nicht mehr mit den Reibungsmomenten im Gewinde oder den Stirnflächen im Gleichgewicht steht, [VDI-98].

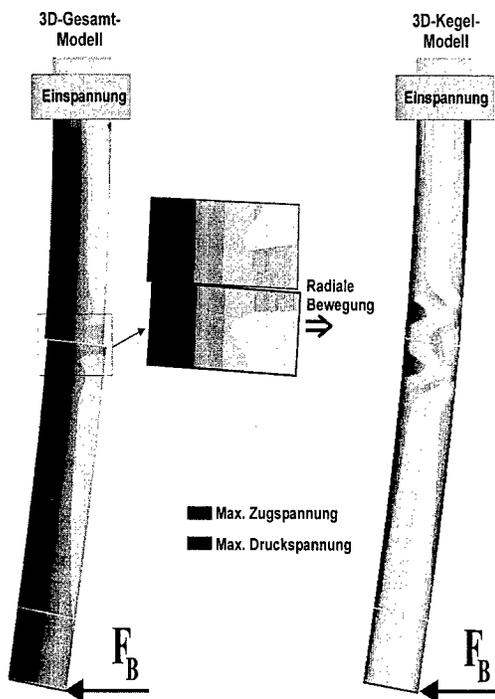


Bild 7-6: Auf Biegung belasteter Elektrodenstrang (stark vergrößert)

Schlussfolgerung und Ausblick

Anhand des Vergleichs der in Kapitel 7.3 vorgestellten FE-Ergebnisse wird die Brauchbarkeit der verwendeten FE-Modelle zur Untersuchung der statischen Biegebelastung bestätigt.

Die betriebliche Praxis zeigt, daß die Vibrationen des Elektrodenstranges grundsätzlich nicht an jedem DC-Ofen gleichermaßen auftreten. Dies verdeutlicht, daß das Schwingungsproblem sehr ofenspezifisch ist und von mehreren konstruktiven und materialbedingten Parametern des Tragarm-Elektroden-Systems (wie z.B. Tragarmabmessungen (Länge, Breite, Höhe), Einspannlage des Elektrodenstranges, E-Modul und Dichte des Tragarmmaterials, ...) abhängig ist, [TIM-92]. Die Gefahr der Resonanz, kann sich somit während des Ofenbetriebs durch ungünstige Parameter bzw. bei manchen Ofentypen mit bestimmten geometrischen Abmessungen verschärfen. Resonanz liegt vor, wenn die Eigenfrequenzen des Tragarm-Elektroden-Systems mit den Anregungsfrequenzen zu-

sammenfallen und es dadurch zu einer Schwingungsaufschaukelung des Systems kommen kann, was schließlich zum Schwingungsbruch führen kann. Deshalb ist die Berücksichtigung des kompletten Tragarm-Systems erforderlich.

Im Hinblick auf weiterführende Arbeiten stellen die oben beschriebenen und vollständig parametrisierten Modelle eine solide Basis dar, durch Änderung der Werkstoffeigenschaften und konstruktiven Auslegung des Tragarm-Systems das Biegeverhalten des Tragarm-Elektroden-Systems zu untersuchen. Desweiteren ist die Möglichkeit einer weiterführenden Schwingungsanalyse (Frequenzganganalyse, transiente dynamische Analyse, Spektrumanalyse) durch die Aufbringung einer konkreten Last mit den vorliegenden Modellen gegeben. Die begleitenden experimentellen Untersuchungen sollen je nach Zielsetzung die Definition von Randbedingungen zur realitätsnahen Simulation ermöglichen.

8. Zusammenfassung

Graphitelektrodenstränge mit ihren doppelkonisch ausgebildeten Gewindeverbindungen werden in den Lichtbogenöfen zur Elektro-Stahlerzeugung als Stromleiter eingesetzt. Sie sind dabei höchsten mechanischen und thermischen Belastungen ausgesetzt. Im Rahmen dieser Forschungsarbeit wird der Einfluß verschiedener Designparameter auf die Belastbarkeit und auf die Spannungssituation der großformatigen Elektroden-Nippel-Verbindungen nach Aufbringung einer mechanischen Last untersucht. Dabei wird die Untersuchung des Reibungskoeffizienten, der geometrischen Designänderungen, der Werkstoffkenngrößen und der Handhabung bei der „Annippelung“ dazu beitragen, durch Variationen und Kombinationen dieser Parameter das Verhalten der Gewindeverbindung hinsichtlich der Erhöhung der Belastbarkeit zu optimieren. Die mit der Methode der finiten Elemente entwickelten physikalischen Ersatzmodelle stellen die Basis der Arbeit dar.

In den einleitenden Kapiteln wurde zunächst detaillierter auf den mechanischen und elektrischen Aufbau von Lichtbogenöfen eingegangen. Dabei wurden die einzelnen Baugruppen des Lichtbogenofens und deren Herstellung bzw. Bearbeitung skizziert. Die Verfahrensschritte der Herstellung von Elektroden und Nippeln sind insofern wichtig, weil die Bearbeitungsgenauigkeit und die Oberflächengüte das Belastungsverhalten und somit die Stabilität der Elektroden-Nippel-Verbindung beeinflussen können. Durch gezielte Anpassung und Optimierung der geometrischen und werkstofftechnischen Parameter der Elektroden und der Nippel können Versagenserscheinungen - wie Brüche, Rißentstehung, etc. - reduziert werden. Um dies zu realisieren, wurden physikalische FE-Ersatzmodelle eingesetzt, mit deren Hilfe verschiedene Parametervariationen in vertretbarer Rechenzeit durchgeführt werden konnten.

Für die Simulation der Elektroden-Nippel-Verbindung am Verschraubstand, der in gleicher Bauweise auch im Stahlwerk eingesetzt wird, wurde das FE-Verschraubstand-Sektormodell, bestehend aus zwei Elektroden und einem Nippel, verwendet. Mit Hilfe dieses Modells konnte zum einen das Aufsetzen einer neuen Elektrode unter Laborbedingungen nachgebildet und zum anderen die Versuchsergebnisse auf das FE-Modell übertragen werden. Dadurch war es möglich, ein FE-Referenzmodell aufzubauen, das einen Graphitelektrodenstrang in typischer Ausführung beschreibt. Die experimentelle Überprüfung der FE-Resultate ergab eine sehr gute Übereinstimmung der verglichenen Meßgrößen. Die FE-Modelle zeichnen sich durch die Definition von 3D-Kontaktelementen an den Kontaktzonen aus, die eine realitätsnahe Verschraubungssimulation ermöglichen.

Ein Schwerpunkt der Modellentwicklung lag darin, die Genauigkeit der Berechnung bei kurzen Rechenzeiten zu optimieren. Dies ließ sich durch die richtige Wahl der Netzverfeinerung in radialer und tangentialer Richtung bzw. die Netzverdichtung in den hochbeanspruchten Bereichen der Gewindeverbindung erreichen. Darüber hinaus konnte der Aufwand der notwendigen modelltechnischen Modifikationen durch Parametrisierung und Standardisierung der aufgebauten FE-Modelle merklich reduziert werden.

Die im Rahmen dieser Arbeit beschriebenen experimentellen Untersuchungen wurden speziell auf die Problematik der Ermittlung des Belastungsverhaltens der Elektroden-Nippel-Verbindung während und nach Aufbringung des Anzugsmoments sowie während des Lösevorgangs entwickelt und durchgeführt. Es gelang zum erstenmal, die gesamte Längsdehnung, Torsion sowie die axiale Zugkraft des Nippels in Abhängigkeit der aufgebrachten Last zu bestimmen. Basierend auf einer herkömmlichen Gewindeverbindung wurde für die Aufbringung des äußeren Anzugsmoments ein Verschraubstand verwendet, der für die Meßaufgaben aufgerüstet wurde. Um die in der Verbindung erzeugte Längskraft des Nippels messen zu können, wurde ein speziell präparierter Nippel eingesetzt, der in einer zentral angeordneten Bohrung einen Kraftaufnehmer enthielt.

Für die Messung der Längsdehnung des Nippels wurde der Nippel an seiner Achse und an zwei weiteren Positionen durchgebohrt. Mit Hilfe von DMS-beklebten Aluminium-Zugstangen war es möglich, Längs- und Umfangsdehnungen des Nippels aufzunehmen.

Basierend auf den Resultaten der entwickelten FE-Ersatzmodelle und der durchgeführten experimentellen Untersuchungen konnte ein umfassendes Bild möglicher Belastungen der Verbindung dargestellt werden. Anhand eines Vergleichs zwischen den analytisch, numerisch und experimentell ermittelten Resultaten wurde einerseits die Übereinstimmung diskutiert und andererseits ein der Realität entsprechender Reibungskoeffizient für Graphitmaterial ermittelt.

Da das Verbindungsverhalten im gesamten Einsatzzyklus vor allem hinsichtlich der Lockerung bzw. des selbsttätigen Lösens verbessert werden sollte, kommt den Versuchsergebnissen während des Lösens eine besondere Bedeutung zu. Dabei stellte sich u.a. folgendes heraus:

Aufgrund der konischen Form besitzt der Nippel über seinen Radius und über seine Achse ein extrem veränderliches Belastungsprofil. Die durchgeführten Löseversuche verdeutlichen außerdem, daß ein zeitabhängiges Setzverhalten der Gewindeverbindung vorliegt. Mit Abnahme des Reibungskoeffizienten nehmen auch das Lösemoment und die Torsion des Nippels bis auf etwa die Hälfte des beim Anziehen erreichten Niveaus ab.

In dieser Arbeit sind die Designparameter teilweise isoliert untersucht worden, um ihren Einfluß auf das Verhalten der doppelkonischen Elektroden-Nippel-Verbindung zu bestimmen. Erst durch die vergleichende Betrachtung konnte vorgestellt werden, welche Wirkung eine gezielte Kombination auf das Belastungsverhalten der Verbindung zur Folge haben kann.

Abschließend wurde ein Vorschlag zur Weiterentwicklung der FE-Modelle zur zielgerichteten Untersuchung des Biegeverhaltens vorgestellt, um Störeinflüsse – wie Schrottsturz– beurteilen zu können.

9. Literaturverzeichnis

[AHL-88]

AHLERS, H.: Experimentelle und theoretische Untersuchungen von frei brennenden Gleichstrom-Lichtbögen bis 12 MW an Elektrostahlöfen
Dissertation, Universität der Bundeswehr Hamburg, 1988

[AKT-63]

Aktenvermerk, Nr. 2/63-204: Bestimmung des Reibungskoeffizienten von Nippelmaterial
SIGRI-GmbH, Meitingen 1963

[ANS-98]

ANSYS® USER'S MANUAL
Volume I, Procedures
Volume II, Commands
Volume III, Elements
Volume IV, Theory
Swanson Analysis System, Inc., Houston 1998

[ART-95]

ARTELNYKH, V.G., APALKOVA, G. D.: The Study of Thermal Stresses in Graphite Electrodes Operating in the Electric Arc Steel Furnaces
Proceedings of the 23th Biennial Conference on Carbon, 1995

[BAU-98]

BAUMANN, T.: Modalanalyse eines im Gleichstrom-Lichtbogenofen eingesetzten Graphitelektrodenstranges mit der Methode der Finiten Elemente
Diplomarbeit, Lehrstuhl für Technische Mechanik und Konstruktionslehre der Universität der Bundeswehr München, Prof. Dr.-Ing. K.P. Michels, unveröffentlicht, 1997

[BDS-98]

BDSV: Bundesvereinigung Deutscher Stahlrecycling- und Entsorgungsunternehmen e. V., Fachbuch Stahlrecycling; Vom Rohstoff zum Stahl
Reed Elsevier Deutschland GmbH, Düsseldorf, 1998

[BEI-89]

BEITZ, W.: Die zentrale Bedeutung der Schraube in der Verbindungstechnik
VDI Berichte Nr. 766, Berlin, 1989

[BOR-98]

BOROWSKI, A.: Entwicklungstrends bei der Stahlerzeugung im Lichtbogenofen
Stahl und Eisen 118 Nr. 2, Düsseldorf, 1998

[BOW-83]

BOWMAN, B.: Optimum Use of Electrodes in Arc Furnaces
Metallurgical Plant and Technology, Vol.1, 1983, pp. 30-39

- [BOW-93]
BOWMAN, B.: A Technical Comparison of AC and DC Furnaces
Zeitschriftenaufsatz, I&SM, S. 55-59, UCAR Carbon Finance and Trading
S.A., October 1993
- [BRA-92]
BRANDES, H.: Funkenerosive Bearbeitung von Werkzeugen
Konferenz-Einzelbericht, Seminar der Technischen Vereinigung der Hersteller
und Verarbeiter von Kunststoff-Formmassen, Würzburg, 20.-21.5.1992, Seite
1-17
- [CAD-95]
CAD-FEM-Kursunterlagen: Kontaktberechnungen mit ANSYS
CAD-FEM GmbH, Grafing 1995
- [DAN-96]
DANIELI CENTRO MET: Danieli Marketing Dept. – Design Pitagora pro-
ject, Italy, 11/1996
- [DIN-86]
Deutsches Institut für Normung e.V.: Kohlenstoffmaterialien; Eigenschaften,
Anforderungen, Prüfung, Normen, Richtlinien
Beuth Verlag GmbH Berlin Köln, 1986
- [DÖR-66]
DÖRNER, F. K.: Kleinasien-Ursprungsland des Eisens?
Bericht über Ausgrabungen in Kommagene, Stahl und Eisen 86, Seite 1/7,
1966
- [DÜN-98].
DÜNDEL, V.: Tragfähigkeit von Schraubenverbindungen unter Querbelas-
tung – Kraftschluß und Formschluß
In Schraubenverbindungen '98, VDI Berichte Nr. 1426. Seite 41–56, Düssel-
dorf, 1998
- [EGE-91]
EGERT, J.: Lösung von ebenen und räumlichen Kontaktproblemen mit Hilfe
spezieller finiter Kontaktelemente
Dissertation an der Fakultät für allgemeinen Maschinenbau, Technische Uni-
versität „Otto von Guericke“, Magdeburg, 1991
- [FEL-81]
FELDMANN, H.: Spannungsberechnung an Gewinden von Schraube-Mutter-
Verbindungen mittels der Methode der Finiten Elemente
Dissertation an der Fakultät für Maschinenbau und Elektrotechnik der Techni-
schen Universität Braunschweig, 1981
- [FIS-90]
FISCHER, W. K.: Technischer Kohlenstoff - Herstellung und Anwendung
Konferenz-Einzelbericht, Vorträge der DGMK-Haupttagung. Deutsche wissen-
schaftliche Gesellschaft für Erdöl, Münster 1990

[FOU-95]

FOULADGAR, J.: Deviation of the Arc in a DC Electric Arc Furnace
Konferenz-Einzelbericht, 5th European Electric Steel Congress, June 19-23, Paris, Ed. De la Revue de Metallurgie, S. 578-581, 1995

[FRO-96]

FROHS, W., HAGEL, H., KADDACHI, I., KRUPPA, A., MICHELS, K.P.: The Influence of Physical Graphite Electrode Properties on the Internal Stress Distribution of Electrode Strands
European Carbon Conference, Newcastle 1996

[FRO-98a]

FROHS, W., HAGEL, H., KRUPPA, A., MICHELS, K.P., MOHAMMED, A.: Applying the Processing Chain for the Optimization of the Electrode Nipple Joint
European Carbon Conference, Strasbourg, France, July 5 - 9, 1998

[FRO-98b]

FROHS, W., HAGEL, H., KRUPPA, A., MICHELS, K.P., MOHAMMED, A.: The CESO Processing Chain for the Optimization of the Graphite Electrode Columns
European Carbon Conference, Strasbourg, France, July 5 - 9, 1998

[FRO-98c]

FROHS, W., HAGEL, H., KRUPPA, A., MICHELS, K.P., MOHAMMED, A.: The Electrode Column Information System (ELIS)
European Carbon Conference, Strasbourg, France, July 5 - 9, 1998

[FUK-85]

FUKUOKA, T., YAMASAKI, N., KITAGAWA, H., HAMADA, M.: A Stress Analysis of Threaded Portions in Fastening
Bulletin of the JSME, Vol. 28, No. 244, pp. 2247-2253, 1985

[HAG-92A]

HAGEL, H., MICHELS, K.P., VOGT, J., WIMMER, K.: Temperature Distribution of Arc-Furnace in Measurement and Simulation
International Carbon Conference, Essen, Juni 1992

[HAG-92B]

HAGEL, H., MICHELS, K.P., VOGT, J., WIMMER, K.: Stress Calculation in Arc-Furnace Electrodes
International Carbon Conference, Essen, Juni 1992

[HAG-93A]

HAGEL, H., KRUPPA, A., MICHELS, K.P., JÄGER, H., WIMMER, K., KLEIN, R.D., GAZDA, I.W.: Thermal Induced Stress Situations of Large Diameter Graphite Electrodes in DC Arc Furnaces
6. International Carbon Conference, Buffalo (USA), Juni 1993

[HAG-93B]

HAGEL, H., KRUPPA, A., MICHELS, K.P., JÄGER, H., WIMMER, K., KLEIN, R.D., GAZDA, I.W.: Stress Calculations of Graphite Electrodes in DC Arc Furnaces
6. International Carbon Conference, Buffalo (USA), Juni 1993

[HAG-93C]

HAGEL, H., KRUPPA, A., MICHELS, K.P., FROHS, W., JÄGER, H., KLEIN, R.D.: Thermal Behaviour of Extruded and Vibrated Graphite Electrodes in DC Arc Furnaces
Xth International Conference on Carbon and Graphite Materials, Raciborz. (Polen), 22-24.09.1993

[HAG-96]

HAGEL, H., KRUPPA, A., DIETZ, A., MOHAMMED, A., VOGT, J.: Simulation von Anzugsmomenten am 3D-Modell einer doppelkonischen Gewindeverbindung
14. CAD-FEM Users' Meeting 1996

[HAN-94]

HANAU, A.: Zum Kräfteinleitungsfaktor bei der Berechnung von Schraubenverbindungen
Konstruktion Nr. 49, Seite 99-106, 1994

[HAN-98]

HANAU, A., LORI, W.: Zum Kraftleitungsverhalten von Schraubenverbindungen
In Schraubenverbindungen '98, VDI Berichte Nr. 1426, Seite 25-40, Düsseldorf, 1998

[HEI-95]

HEINRICH, P., SCHUBERT, M.: Ministahlwerke und neuere Entwicklungen bei Gleichstrom-Lichtbogenöfen
Stahl und Eisen (1995), Nr. 5, S. 47-53

[HEI-97]

HEINEN, K.H.: Elektrostahlerzeugung
Stahleisen Verlag, 4. Auflage, Hg. Heinen k.H., Düsseldorf, 1997

[IIS-97]

INTERNATIONAL IRON AND STEEL INSTITUTE: Medium Term Outlook, 1997

[INC-76]

INCE, A.: High quality electrodes
Ironmaking and Steelmaking, No. 6, page 310-314, 1976

[JÄG-91]

JÄGER, H., KLEIN, R.-D., NIKODEM, P., WIMMER, K.: Advanced Graphite Electrodes - a Key to Increased Electric Arc Furnace Productivity
Metallurgical Plant and Technology International 6/1991

- [JEL-94]
JELLINGHAUS, Manfred: Stahlerzeugung im Lichtbogenofen, Verlag Stahleisen, Düsseldorf, 1994
- [JUN-88]
JUNKER, G. KÖTHE, H., LIENEMANN, H.: Schraubenverbindungen-Berechnung und Gestaltung
Technik Berlin Verlag, 2. Auflage, 1988
- [KLE-83]
KLEIN, R.-D., OSTERMAY, G.: Entwicklungstendenzen auf dem Gebiet großformatiger Kohlenstofferzeugnisse
Chem. Techn. 35. Jg., Heft 2, Seite 66-71, Februar 1983
- [KLE-95]
KLEIN, R.-D., WIMMER, K.: Gleichstromelektroden - Schlüsselfaktor des Fortschritts in der Elektrostahlerzeugung
Stahl und Eisen 115 1995, Nr11, S. 63-69
- [KRU-96]
KRUPPA, A., DIETZ, A.: Mathematische Beschreibung von Kontakt zur Optimierung von Gewindeverbindungen
Diskussionspapier, Lehrstuhl für Technische Mechanik und Konstruktionslehre der Universität der Bundeswehr München, Prof. Dr.-Ing. K.P. Michels, unveröffentlicht, 1996
- [KRU-97]
KRUPPA, A.: Computergestützte, werkstoff- und konstruktionstechnische Optimierung von Graphitelektrodensträngen
Dissertation, Universität der Bundeswehr München, 1997
- [KRÜ-98]
KRÜGER, K.: Modellbildung und Regelung der elektrischen Energieumsetzung von Lichtbogenöfen
VDI Verlag, Fortschrittberichte VDI, Reihe 6 Energietechnik Nr. 382, Düsseldorf, 1998
- [LEF-84]
LEFRANK, P.A., SUPON, M.F., JESBERGER, T.J.: Bestimmung des Elektrodenverbrauchs unter variierenden Einsatzbedingungen in einem Elektrostahlwerk
Stahl und Eisen 104, Nr.16, 1984, S. 57-64
- [LIE-90]
LIENAU, W.: 3D-FEM-Berechnung einer Gewindeverbindung unter Konter- und Biegemoment
CAD-CAM Report, Nr. 10, 1990
- [LOR-96]
LORI, W.: Untersuchung zur Plattennachgiebigkeit in Einschraubverbindungen
Konstruktion Nr. 48, Seite 379-382, 1994

[LOR-98]

LORI, W., Stache, H.: Reibungs- und Löseverhalten thermisch belasteter Schraubenverbindungen
In Schraubenverbindungen '98, VDI Berichte Nr. 1426, Seite 113-125, Düsseldorf, 1998

[MAI-93]

MAISCH, R. P.: Beschreibung von Kontakt und Reibung zwischen Werkstück und Werkzeug bei der FE-Simulation von Umformprozessen
Dissertation, Eidgenössische Technische Hochschule, Zürich, 1993

[MBM-89]

METAL BULL MONTHLY: Japanese steelmakers take to DC furnances
Feb. 1989

[MER-88]

MEREDITH, DANE: Der neue Gleichstrom-Lichtbogenofen bei der Florida Steel Corporation
Zeitschriftenaufsatz, Stahl und Eisen 108, Heft-Nr. 17, S. 796-800, 1988

[MOH-96]

MOHAMMED, A., KRUPPA, A., HAGEL, H.: Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Bestimmung der Eingriffsverhältnisse in der Ausgangssituation eines 3D-Gewindemodells
Abschlußbericht, Lehrstuhl für Technische Mechanik und Konstruktionslehre der Universität der Bundeswehr München, Prof. Dr.-Ing. K.P. Michels, unveröffentlicht, 1996

[MOL-55]

MOLL, G.: Die Anwendung von Graphitelektroden in Lichtbogenöfen
Bericht Nr. 581 des Stahlwerksausschusses des Vereins Deutscher Eisenhüttenleute, 1955

[MÜL-97]

MÜLLER, G, GROTH, C.: FEM für Praktiker – Die Methode der Finiten Elemente mit dem FE-Programm ANSYS®
Expert Verlag, 3. Auflage, 1997

[NAS-92]

NASITTA, K.; HAGEL, H.: Finite Elemente - Mechanik, Physik und nicht-lineare Prozesse
Springer Verlag Berlin Heidelberg, 1992

[NIE-81]

NIEMANN, G.: Maschinenelemente
Springer Verlag, Berlin Heidelberg New York 1981

- [REI-83]
REINHARD, W.: Die Stromversorgung des ersten Gleichstrom-Lichtbogenofens
Zeitschriftenaufsatz, elektrowärme international 41, Ausgabe B4, S. B176
B180, August 1983
- [REY-68]
REYNOLDS, W. N.: Physical Properties of Graphite
Elsevier Publishing Co. Ltd., Amsterdam-London-New York (1968)
- [ROE-80]
RÖHRICH, D.: Zur Berechnung der Federsteifigkeit gespannter Teile einer Schraubenverbindung
Drahtwelt, Heft 2, Düsseldorf, 1980
- [ROH-98]
ROHWER, A.: Tribologische Untersuchungen an den Schraubverbindungen von Graphielektrodensträngen
Diplomarbeit, Arbeitsbereich Fertigungstechnik I, Technische Universität Hamburg-Haburg, Prof. Dr.-Ing. C. Nedeß, unveröffentlicht, 1998
- [SCH-84]
SCHNELL, W., GROSS, D., HAUGER, W.: Technische Mechanik – Elastostatik, Band 2
Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1984
- [SCH-91]
SCHWARZ, H. R.: Methode der finiten Elemente
B.G. Teubner Stuttgart 1991
- [SCH-92]
SCHNEIDER, W.: Beanspruchung und Haltbarkeit hochvorgespannter Schraubenverbindungen
Dissertation, Technische Hochschule, Darmstadt, 1991
- [SGL-99]
Interne Protokolle, Unterlagen und persönliche Gespräche
SGL Carbon GmbH, Meitingen 1992-1999
- [STE-86]
STEINHILPER, W., RÖPER, R.: Maschinen- und Konstruktionselemente
Band II: Verbindungselemente, elastische Elemente, Achsen und Wellen, Dichtungstechnik, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1986
- [THO-83]
THOMALA, W.: Hinweise zur Anwendung überelastisch vorgespannter Schraubenverbindungen
VDI-Berichte Nr. 478, 1983

- [TIM-92]
TIMM, K.: Untersuchung elektro-mechanischer Schwingungen der Elektroden-Tragarm-Systeme von Lichtbogenöfen, VDI-Bericht, VDI-Berichte Nr. 957, S. 59-76,
- [TRE-80]
TREUGUT, A., LEFRANK, P., SCHUSTER, G.: Untersuchung zum Bruchverhalten der Nippel-Schachtel-Verbindung von Graphitelektroden für Elektrostahlöfen
3rd International Carbon Conference, Baden-Baden 1980
- [TRE-81]
TREUGUT, A., LEFRANK, P.: Zur Formgebung und Belastbarkeit der Nippel-Schachtel-Verbindung in Graphitelektroden
Fachberichte Hüttenpraxis Metallverarbeitung, 19 Jg., Heft 1, 1981
- [VDI-88]
VDI-Wärmeatlas, Berechnungsblätter für den Wärmeübergang
5. erweiterte Auflage, VDI-Verlag, 1988
- [VDI-98]
VDI-Richtlinien, VDI 2230 Blatt 1: Systematische Berechnung hochbeanspruchter Schraubenverbindungen - Zylindrische Einschraubenverbindungen
Beuth Verlag, Berlin, 1998
- [VER-94]
VERVACKE, J., FEHN, U.: Entwicklung von Gleichstrom-Lichtbogenöfen mit Steuerung des Lichtbogens
Stahl und Eisen (1994), Nr. 8, S. 81-85
- [VOG-92]
VOGT, J.: Die Methode der finiten Elemente zur Berechnung von Temperaturen, Primär- und Sekundärspannungen in Hochtemperaturbauteilen am Beispiel einer Graphitelektrode für den Einsatz im Elektrolichtbogenofen
Dissertation, Universität der Bundeswehr München, 1992
- [VON-98]
VONDRAN, R.: Die Aussichten für den Weltstahlmarkt bis zum Jahr 2000
Stahl und Eisen (1998), Nr. 118, S. 33-39
- [WIE-88]
WIEGAND, H., KLOOS, K.H., THOMALA, W.: Schraubenverbindungen – Grundlagen, Berechnung, Eigenschaften, Handhabung
14. Auflage, Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York. 1988
- [ZÖL-77]
ZÖLLNER, D. H., SCHIEBER, F.: Elektrodenverbrauch und Hochlastbetrieb im Lichtbogenofen
Elektrowärme International 35, S. 207-211, August 1977

[ZÖL-85]

ZÖLLNER, D. H., et al.: Anforderungen und charakteristische Eigenschaften von Graphitelektroden für moderne Elektrodensysteme
Elektrowärme International 43 B.2, S.81-89, 1985

[ZÖL-87]

ZÖLLNER, D. H.: Graphitelektroden als Komponenten wirtschaftlicher Prozeßführung von Lichtbogenöfen
Fachberichte Hüttenpraxis Metallweiterverarbeitung, Vol. 25, No. 10, 1987, S. 927-930

10. Anhang

10.1 Lösung der Integrale

Nachgiebigkeit der Schachtel

$$\delta_{ES} = \frac{4}{\pi E_{ES,y}} \int_{y=0}^{y=l_{ESj}} \left[\frac{1}{D^2 - (d_2 - y \tan \kappa)^2} \right] dy \quad (10:1)$$

$$\delta_{ES} = \frac{4}{\pi E_{ES,y}} \left[\frac{2}{\Delta} \arctan \frac{2 \tan \kappa^2 y + 2 \tan \kappa d_2}{\Delta} \right]_0^{y=l_{ESj}} \quad (10:2)$$

Mit

$$\Delta = \sqrt{4 \kappa^2 (D^2 - d_2^2) - (2 \kappa d_2)^2} \quad (10:3)$$

Nachgiebigkeit des Nippels

$$\delta_N = 2 \int_{y=y_G}^{y=\frac{l_N}{2}} \left[\frac{a}{E_{N,y} \pi (d_3 - y \tan \kappa)} + \frac{b}{E_{ES,y} \pi (d_2 - y \tan \kappa)} \right] dy + \quad (10:4)$$

$$+ 2 \int_{y=0}^{y=y_G} \frac{y}{E_{N,y} \pi (d_3 - y \tan \kappa)^2} dy$$

$$\delta_N = \frac{2a}{E_{N,y} \pi} \left[\frac{-\ln(d_3 - \tan \kappa y)}{\tan \kappa} \right]_{y=y_G}^{y=\frac{l_N}{2}} + \frac{2b}{E_{ES,y} \pi} \left[\frac{-\ln(d_2 - \tan \kappa y)}{\tan \kappa} \right]_{y=y_G}^{y=\frac{l_N}{2}} + \quad (10:5)$$

$$+ \frac{2}{E_{N,y} \pi} \left[\frac{d_3}{(\tan \kappa)^2 (d_3 - \tan \kappa y)} + \frac{\ln(d_3 - \tan \kappa y)}{d_3^2} \right]_{y=0}^{y=y_G}$$

10.2 Festlegung der allgemeinen Verbindungsparameter

10.2.1 Geometrie des Nippels und der Elektrode

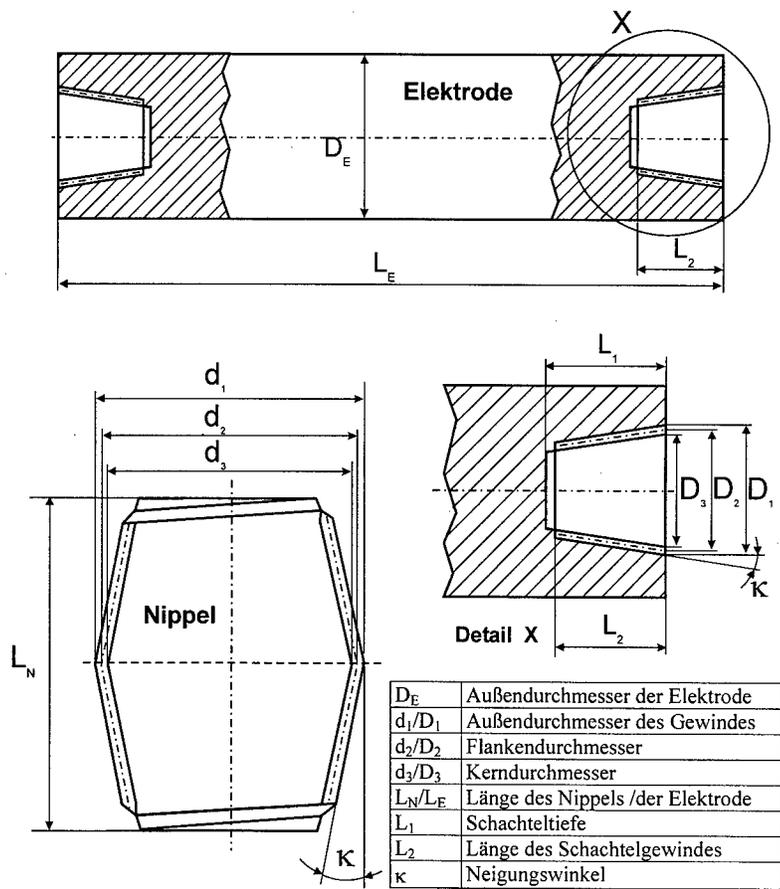


Bild 10-1: Beschreibung der geometrischen Parameter des Nippels und der Elektrode